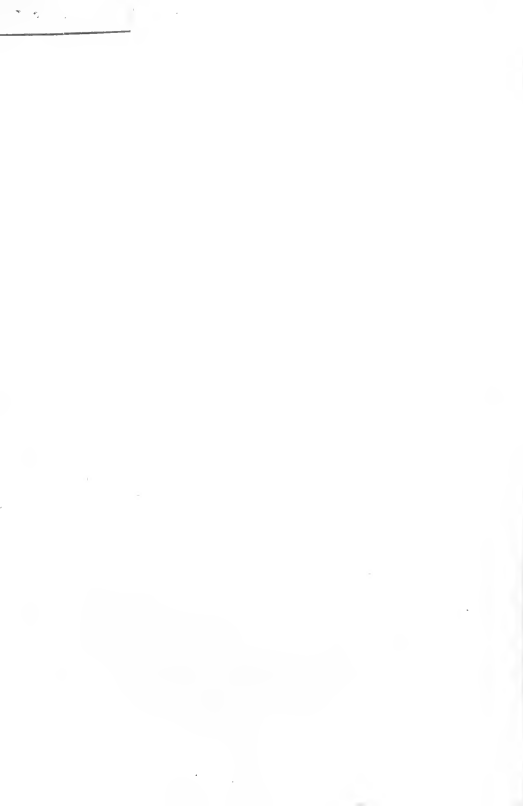


**МАТЕРИАЛЫ
ПО ТЕОРИИ ПРОКАТКИ**





МАТЕРИАЛЫ ПО ТЕОРИИ ПРОКАТКИ

ЧАСТЬ VI

Составил доц. *Я. С. ГАЛЛАЙ*

Под редакцией чл-корр. АН СССР *Иг. М. ПАВЛОВА*



ГОСУДАРСТВЕННОЕ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
ЛИТЕРАТУРЫ ПО ЧЕРНОЙ И ЦВЕТНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ
Москва 1960

АННОТАЦИЯ

В книге систематизированы материалы, опубликованные в мировой литературе по вопросам теории и опытным исследованиям прокатки (кроме калибровки).

Первая и вторая части настоящей книги, вышедшие в свет в 1934 г., охватывают материалы вплоть до 1933 г., третья часть содержит материалы с 1933 по 1938 г., четвертая — включает материалы с конца 1938 по 1946 г., пятая и шестая — охватывают литературу с 1946 по 1956 г.

Книга рассчитана на научных работников, аспирантов и инженерно-технических работников металлургических и машиностроительных предприятий, а также может быть использована студентами вузов и техникумов.

Составитель: ГАЛЛАЙ Яков Самуилович

Редактор издательства Л. М. Гордон

Технический редактор М. К. Антопович

Сдано в производство 14/XI 1959 г. Подписано к печати 26/III 1960 г.

Бумага 60×92¹/₁₆—15,75+4 вкл. 0,75 = 16,50 бум. л. = 33,0 п. л.

Уч.-изд. л. 31,24

Заказ 1957

T-04413

Тираж 3250

Цена 17 р. 10 к.

Металлургиздат

Москва Г-34, 2-й Обыденский пер., д. 14.

Типография Металлургиздата, Москва, Цветной бульвар, 30

ОГЛАВЛЕНИЕ

Основные обозначения, принятые в тексте	6
---	---

Глава IV.

ОПЕРЕЖЕНИЕ, ОТСТАВАНИЕ И ПРИЛИПАНИЕ

1. Формула опережения Б. П. Бахтинова (1946)	7
2. Формула опережения с учетом уширения (Иг. М. Павлов, 1947) ..	12
3. Опережение при прокатке с натяжением (Ю. М. Файнберг, 1948) ..	18
4. Формула критического угла с учетом уширения (А. П. Чекмарев, 1948)	21
5. Скольжение и опережение при прокатке на стане Лаута (И. Д. Кузема, 1950)	30
6. Опережение и отставание при прокатке в калибрах (Иг. М. Павлов, М. И. Капустин, 1950)	37
7. Подсчет опережения при холодной прокатке (R. B. Sims, 1952)	53
8. Опережение при прокатке с одним холостым валком (W. Lueg, K. H. Treptow, 1955)	59
9. Опережение при прокатке толстых полос (М. И. Бояршинов, В. В. Мельцер, 1956)	65

Глава V.

ДАВЛЕНИЕ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ

1. Номограмма для определения давления при холодной прокатке (O. Emscke, K. Lukas, 1944)	74
2. Проверка формулы Экелунда (E. Mogiljansky, 1946)	77
3. Формула Е. С. Рокотяна для давления металла на валки при холодной прокатке (1947)	79
4. Подсчет давления при прокатке полос (M. Cook, E. C. Larke, 1947) ..	86
5. Влияние скорости на удельное давление при холодной прокатке (H. Ford, 1947)	94
6. Удельные давления при горячей прокатке легированных сталей (Н. И. Сведе-Швец, Т. Г. Пегова, А. А. Протасов, 1948)	96
7. Теория распределения удельного давления по дуге захвата и подсчет давления прокатки (D. R. Bland, H. Ford, 1948)	99
8. Силы, действующие при прокатке в стане кварто (М. М. Сафьян, 1948)	106
9. Распределение удельного давления по дуге захвата (В. П. Северденко, 1949)	114
10. Влияние скорости на сопротивление деформации (М. А. Лейченко, 1949)	119
11. Влияние переднего и заднего натяжения на сопротивление деформации тонкой стальной ленты (W. Lueg, E. Greiner, 1949)	123
12. Сопротивление деформации кровельного железа (Я. С. Галлай, 1949) ..	129
13. Номограмма для определения давления металла на валки при холодной прокатке малоуглеродистой стали (М. А. Лейченко, 1950) ..	136
14. Влияние натяжения на давление и крутящий момент при ленточной прокатке (R. Hill, 1950)	138

15. Распределение удельного давления при прокатке в гладких и калиброванных вальках (В. П. Северденко, 1950)	149
16. Приближенный метод подсчета давления при холодной прокатке с натяжением (H. Ford, F. Ellis, D. R. Bland, 1951)	159
17. Подсчет давления на валки при натяжении (W. C. F. Hessenberg, R. B. Sims, 1951)	165
18. Распределение удельных давлений по ширине полосы (И. Г. Астахов, 1951)	168
19. Влияние натяжения на давление металла на валки (И. Г. Арутюнов, 1951)	179
20. Анализ формул сопротивления деформации при прокатке (Ю. М. Чижииков, 1952)	193
21. Распределение удельного давления в овальном калибре (В. П. Северденко, 1952)	207
22. Удельные давления при прокатке двутавра (В. П. Северденко, 1952)	211
23. Упругая деформация стана от давления прокатки (W. C. Hessenberg, R. B. Sims, 1952)	215
24. Распределение удельного давления при холодной и горячей прокатке (C. L. Smith, F. H. Scott, W. Sylwestrowicz, 1952)	220
25. Сопротивление деформации алюминия и дуралюмина при горячей прокатке (П. Г. Кириллов, 1952)	227
26. Удельное давление при горячей прокатке цинка (И. Л. Перлин, Л. К. Макарьев, 1952)	229
27. Влияние внешних концов полосы на давление прокатки (Иг. М. Павлов, И. К. Суворов, 1953)	232
28. Давление на валки и условия холодной прокатки ленты (M. D. Stone, 1953)	236
29. Анализ методов расчета удельных давлений при прокатке (В. А. Тягунов, 1953)	243
30. Кривые удельного давления при холодной прокатке стали (P. O. Sirandell, A. Leuivén, 1953)	256
31. Подсчет давления при холодной прокатке медной и латунной ленты (M. Cook, R. J. Parker, 1953)	262
32. Распределение удельных давлений при горячей прокатке (G. S. Mikap, 1954)	276
33. Распределение удельных давлений при больших углах захвата (И. Л. Перлин, К. К. Годерзван, 1954)	291
34. Подсчет давления при холодной прокатке стали (K. B. Sims, 1954)	300
35. Давление при прокатке малоуглеродистой стали на толстолистовом стане (R. Stewartson, 1954)	311
36. Подсчет давления при горячей прокатке (R. B. Sims, 1954)	315
37. Давление на валки согласно гидродинамической теории прокатки (A. Kneschke, 1954)	324
38. Истинные удельные давления при плющении (В. П. Северденко, И. Г. Астахов, 1954)	331
39. Влияние скорости на давление прокатки (J. Billigman, A. Pomp, 1954)	334
40. Давление при холодной прокатке с натяжением (А. И. Целиков, А. В. Третьяков, 1954)	346
41. Формула удельного давления с учетом прилипания (А. А. Королев, 1955)	351
42. Давление при холодной прокатке листов (М. М. Сафьян, 1955)	374
43. Методика определения удельного давления при холодной прокатке (M. D. Stone, 1956)	379
44. Влияние скорости деформации на удельное давление при горячей прокатке стали (Т. М. Голубев, М. А. Зайков, Я. В. Шамец, 1956) ..	383

45. Сопротивление деформации легированных сталей (W. Lueg, H. G. Müller, 1956)	390
--	-----

Глава VI.

РАСХОД ЭНЕРГИИ ПРИ ПРОКАТКЕ

1. Номограммы для подсчета мощности при холодной прокатке стали (O. Etmicke, K. Lukas, 1944)	401
2. Распределение крутящих моментов между валками (E. A. W. Hoff, 1947)	406
3. Подсчет мощности привода при холодной прокатке (Е. С. Рокотян, 1947)	411
4. Влияние скорости на расход энергии при холодной прокатке (H. Ford, 1947)	414
5. Влияние температуры на расход мощности при прокатке (В. П. Северденко, 1951)	417
6. Влияние скорости прокатки на удельный расход энергии (Н. Н. Дружинин, С. П. Грановский, 1951)	418
7. Формула мощности прокатки (Б. П. Бахтинов, 1952)	420
8. Определение расхода энергии и момента прокатки (Ю. М. Файнберг, 1953)	431
9. Номограмма для определения крутящего момента при холодной прокатке малоуглеродистой стали (R. B. Sims, 1954)	438
10. Работа прокатки при одном холостом валке (W. Lueg, K. H. Trepow, 1955)	444
11. Определение работы при холодной прокатке (M. D. Stone, 1956) ..	448
12. Расход энергии на широкополосных станах (R. E. Marrs, 1956)	456
13. Диаграмма расхода энергии при горячей и холодной прокатке (J. H. Taylor, 1956)	460
14. Удельная работа при прокатке легированных сталей (W. Lueg, H. G. Müller, 1956)	472
Литература	478

ОСНОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ, ПРИНЯТЫЕ В ТЕКСТЕ

Размеры прокатываемого тела

- H — высота до пропуска
 h — высота после пропуска
 B_1 — ширина до пропуска
 B_2 — ширина после пропуска
 L_1 — длина до пропуска
 L_2 — длина после пропуска
 Q — площадь поперечного сечения до пропуска
 q — площадь поперечного сечения после пропуска
 V — объем
 G — вес

Углы

- α — угол захвата
 φ — переменный угол
 β — угол трения
 γ — критический (нейтральный) угол

Валок

- D — диаметр
 R — радиус
 d — диаметр шейки валка
 U — периметр
 F — площадь соприкосновения металла с валком
 l — длина очага деформации (расстояние от входа до выхода металла из валков)
 s — длина дуги захвата

Силы

- p — удельное давление (сопротивление деформации)
 k — сопротивление деформации при линейном напряженном состоянии
 σ_1, σ_2 — переднее и заднее натяжения
 l — элементарная (удельная) сила трения
 P — полное давление металла на валок
 T — сила трения

Коэффициенты

- η — коэффициент полезного действия (к. п. д.)
 f — коэффициент трения
 μ — коэффициент вытяжки
 Δh — линейное обжатие
 ΔB — уширение
 S_h — осережение
 S_n — отставание
 α — относительное обжатие,

$$\frac{H-h}{H}$$

Разные

- n — число оборотов
 v — скорость
 ω — угловая скорость
 A — работа
 N — мощность

ГЛАВА IV

ОПЕРЕЖЕНИЕ, ОТСТАВАНИЕ И ПРИЛИПАНИЕ

1. ФОРМУЛА ОПЕРЕЖЕНИЯ Б. П. БАХТИНОВА *

Расчет опережения полосы при прокатке в широком очаге деформации

При каждом элементарном повороте валков ($dL_1 = R d\varphi$) в валки втягивается полоса длиной $dL_1 = (1 - S_H) dL_T$.

При этом элементарный объем металла, смещаемого в направлении прокатки, составляет

$$dV = F_y^* = dL_1 = \Delta h^* B_2 \left(1 - \frac{l_x'''}{B_2} \right) (1 - S_H) dL_T,$$

и из валков выходит полоса длиной

$$dL_2 = (1 + S_h) dL_T = dL_T + S_h dL_T.$$

Следовательно, объем металла, смещаемого в опережение, должен пойти на приращение длины полосы $S_h dL_T$ при толщине ее h и ширине B_2 ; поэтому он будет равен

$$dV = h B_2 S_h dL_T.$$

Приравнявая эти выражения для dV , имеем

$$h B_2 S_h dL_T = \Delta h^* B_2 \left(1 - \frac{l_x'''}{B_2} \right) (1 - S_H) dL_T.$$

Откуда

$$S_h = \frac{\Delta h^*}{h} \left(1 - \frac{l_x'''}{B_2} \right) (1 - S_H). \quad (1)$$

Значение второго участка зоны деформации ($\Delta h''$) можно получить по выражениям:

$$l_x \approx \sqrt{R \Delta h}; \quad l_x^* \approx \sqrt{R \Delta h^*}.$$

* Б. П. Бахтинов. Некоторые вопросы теории прокатки. Сталь, 1946, № 4—5, стр. 283—285.

¹ Сталь, 1946, № 4—5, стр. 281—283, с. 366.

Разделив эти выражения одно на другое и освобождаясь от корня, получим следующую приближенную формулу:

$$\frac{\Delta h^*}{\Delta h} = \left(\frac{l_x^*}{l_x} \right)^2. \quad (2)$$

Обозначив $\frac{l_x^*}{l_x} = C_0^2$, получим простое выражение для величины обжатия в нейтральном сечении:

$$\Delta h_\gamma = \Delta h^* = \left(\frac{l_x^*}{l_x} \right)^2 \Delta h = C_0^2 \Delta h. \quad (3)$$

Значение l_x''' найдем из уравнения (11)³, из которого

$$l_x''' = \frac{\Delta B h_{\mu}}{\Delta h}. \quad (4)$$

Подставив значение

$$1 - S_H = \frac{1 + S_h^3}{\mu}$$

и значения $\Delta h''$ и l_x''' из уравнений (3) и (4), приводим уравнение опережения (1) к следующему виду:

$$1 + S_h = \frac{1}{1 - C_0^2 \left(\frac{\Delta h}{h_{\mu}} - \frac{\Delta B}{B_2} \right)}. \quad (5)$$

Эта формула недостаточно удобна для практического пользования; не делая значительной ошибки, ее можно упростить следующим образом:

$$S_h = C_0^2 \left(\frac{\Delta h}{h_{\mu}} - \frac{\Delta B}{B_2} \right). \quad (6)$$

Такую формулу мы и рекомендуем для определения опережения на практике.

Сравним уравнение (6) с известными формулами Финка⁴ и Дрездена⁵.

Уравнение Финка для опережения имеет вид:

$$1 + S_h = \frac{h + D(1 - \cos \gamma)}{h} \cos \gamma.$$

² Зависимость коэффициента опережения C_0 от угла захвата и коэффициента трения, см. Сталь, 1946, № 4—5, стр. 283, а также ч. V, с. 368.

³ См. Сталь, 1946, № 4—5, стр. 284, а также ч. V, с. 370.

⁴ S. Fink, Z. Berg-, Hütten- u. Salinewesen, 1874, S. 286, а также ч. I, стр. 243.

⁵ D. Dresden, Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 1, S. 78—79, а также ч. I, стр. 274—276.

Из формулы

$$h_1 - h = D(1 - \cos \gamma)$$

следует, что

$$h_1 = h + D(1 - \cos \gamma).$$

Подставляя это значение h_1 в уравнение Финка, имеем

$$1 + S_h = \frac{h_1}{h} \cos \gamma.$$

Формула Дрездена обычно имеет вид:

$$S_h = \gamma^2 \frac{R}{h} \quad \text{или} \quad R_1 = \sqrt{RS_h h}.$$

Но при малых значениях угла γ длину угла можно заменить хордой соответствующего угла:

$$R_1 = \sqrt{R \Delta h_1}.$$

Сравнивая подкоренные величины, можем написать

$$S_h h = \Delta h_1 \quad \text{или} \quad S_h = \frac{\Delta h_1}{h}.$$

Следовательно,

$$1 + S_h = 1 + \frac{\Delta h_1}{h} = \frac{h_1}{h}. \quad (8)$$

Как видим, выражение (7) отличается от (8) только дополнительным множителем $\cos \gamma$. Введение этого множителя объясняется исходным положением Финка, что скорость перемещения металла лишь в нейтральном сечении равна горизонтальной скорости валков ($v_1 = v \cos \gamma$). В действительности же при прокатке смещение металла вдоль штуки (назад и вперед) происходит по всей высоте зоны деформации с постоянной скоростью, равной периферической скорости валков ($v = v$). В этом легко убедиться при рассмотрении условной схемы накатывания валков на полосу (рис. 202)⁶. Часть металла, смещенная вперед от обжатия ($\Delta h'' = h_1 - h$), создает опережение полосы $(1 + S_h) v_1$; другая часть металла, смещенная назад от очага деформации ($\Delta h' = H - h$), вызывает ее отставание $(1 - S_H) v_1$. Поэтому на какой-то нейтральной линии скорость передвижения всей толщи металла будет равна периферической скорости валков $v_1 = v$. Таким образом, множитель $\cos \gamma$ в формуле Финка можно считать

⁶ Рис. 202 из ч. V, с. 367.

излишним; при исключении его формулы Финка и Дрездена совпадают⁷.

Наша формула (9) отличается от них только тем, что учитывает ширину полосы в нейтральном сечении. До тех пор, пока неизвестны размеры полосы в нейтральном сечении, формула (8) не пригодна для практического пользования. Не включающая элементов нейтрального сечения формула (9) легко может быть применена на практике⁸.

На основании равенства (3) имеем

$$h_1 = h + \Delta h_1 = h + C_0^2 \Delta h$$

и по аналогии

$$B_1 = B_2 - \Delta B_1 = B_2 - C_0^2 \Delta B.$$

Подставляя эти значения в формулу

$$1 + S_h = \frac{h_1 B_1}{h B_2}, \quad (9)^3$$

получим

$$1 + S_h = \left(1 + C_0^2 \frac{\Delta h}{h}\right) \left(1 - C_0^2 \frac{\Delta B}{B_2}\right)$$

или, раскрывая скобки:

$$1 + S_h = 1 + C_0^2 \frac{\Delta h}{h} - C_0^2 \frac{\Delta B}{B_2} - C_0^4 \frac{\Delta h}{h} \frac{\Delta B}{B_2}.$$

⁷ Обе эти формулы легко получаются непосредственно из сопоставления скоростей металла и валков, причем в более точном выводе Финка скорость валков берется в горизонтальной проекции ($v_x = v \cos \gamma$), поскольку металл также движется по продольной оси. Дрезден же (как ранее Грум-Гржимайло) не различает периферическую скорость валков и ее горизонтальную проекцию ($\cos \gamma = 1$). Весь этот вопрос был в свое время разъяснен Иг. М. Павловым (Теория прокатки, ГОНТИ, 1938, стр. 327—328). *Прим. ред.*

⁸ Данная формула «не включает элементов нейтрального сечения» только чисто внешне. По существу же эти «элементы» содержатся в искусственном коэффициенте $C_0 = \frac{l_x^*}{l_x}$, характеризующем положение нейтрального (критического) сечения. Если выразить этот коэффициент через углы γ и α , то получим (при отсутствии уширения)

$$C_0 = \frac{\gamma}{\alpha}$$

и из (6):

$$S_h = C_0^2 \left(\frac{\Delta h}{h \mu} \right) = \frac{\gamma^2 R \alpha^2}{\alpha^2 h \mu} = \gamma^2 \frac{R}{H}.$$

Таким образом, предлагаемая автором формула совпадает с упрощенной формулой Финка, но только вместо величины h в знаменателе стоит H , что менее правильно. *Прим. ред.*

Отбрасывая последний член как малую величину второго порядка, получим

$$S_h = C_0^2 \left(\frac{\Delta h}{h} - \frac{\Delta B}{B_2} \right). \quad (10)$$

По формуле же Финка-Дрездена:

$$S_h = \frac{\Delta h_{\Gamma}}{h} = C_0^2 \frac{\Delta h}{h}. \quad (11)$$

Сравнивая формулы (10) и (11) с формулой (6), можно убедиться, что они представляют лишь частные случаи этой формулы: формула (10) не учитывает удлинения, а формула (11) — удлинения и уширения. По указанной причине эти формулы будут давать неверные результаты и пользование ими не рекомендуется⁹.

Чтобы * окончательно проверить новую формулу и установить пределы ее применимости, были проведены опыты прокатки с различными обжатиями полос одинакового сечения $H \times B = 49,8 \times 49,8$ мм.

Опыты проводили на штрипсовом стане в стальных валках $D = 370$ мм при температуре прокатки 1100° , одновременно измеряя уширения и опережения.

Коэффициент трения был принят по формуле Эжелунда $f = 1,05 - 0,0005 T = 0,5$. Результаты измерений и расчетов сведены в табл. 1. Совпадение расчетных величин опережения, полученного по новой формуле, с опытными данными подтверждает правильность основных положений, принятых нами при выводе формул.

В опытах совершенно не было учтено влияние температуры

⁹ Формула Финка и все формулы этого типа (в частности, формула Дрездена) выводятся на основе сопоставления скоростей валков и полосы, причем продольная скорость полосы определяется ее вытяжкой. Таким образом, высказывание автора о том, что формулы данного типа «не учитывают удлинения», ошибочно. Более того, известно, что само опережение может быть непосредственно выражено через вытяжку.

Имеем

$$S_h = \gamma^2 \frac{R}{h}$$

или примерно

$$S_h = \frac{H - h}{h} = \frac{H_{\Gamma}}{h} - 1 = \mu_{\Gamma} - 1,$$

где μ_{Γ} — вытяжка полосы в зоне опережения. *Прим. ред.*

* *Op. cit.*, с. 284.

Таблица 1

Сравнение опытных и расчетных показателей прокатки

Измерено					Рассчитано						
h мм	B_z мм	Δh мм	μ	S_h %	I_x мм	$\operatorname{tg} \alpha$	$f/\operatorname{tg} \alpha$	C_0	C	S_h , %	
										автор	Финк
46,8	50,6	3,0	1,05	1,5	23,6	0,13	3,8	0,43	0,45	1,0	1,0
42,0	52,6	7,8	1,13	2,2	38,4	0,20	2,5	0,40	0,43	1,9	3,0
34,5	57,4	15,3	1,26	3,0	53,2	0,29	1,7	0,35	0,38	2,6	5,4
26,0	65,2	23,8	1,46	4,6	66,5	0,36	1,4	0,32	0,36	4,1	9,3
16,5	77,2	33,3	1,95	6,1	78,8	0,42	1,2	0,29	0,33	5,7	16,8
6,0	92,0	43,8	4,50	6,9	90,0	0,48	1,05	0,25	0,28	7,2	45,0

на опережение. Однако, как известно, изменение температуры влияет на коэффициент трения, а следовательно, на величины C и C_0 , входящие в наши формулы. Таким образом, уравнение (6) учитывает изменение температуры, а также и другие факторы, влияющие на коэффициент трения.

Формула * Финка — Дрездена (11), не учитывающая удлинения и коэффициента уширения полосы при прокатке,¹⁰ дает при больших обжатиях и уширениях существенное расхождение с действительностью (табл. 1).

2. ФОРМУЛА ОПЕРЕЖЕНИЯ С УЧЕТОМ УШИРЕНИЯ**

Влияние уширения на опережение

Величина критического угла γ тесно связана с явлениями опережения и скольжения, причем возможность определения γ по значению опережения и, наоборот, опережения по γ имеет боль-

* Op. cit., стр. 285.

¹⁰ В формулах типа формулы Финка уширение было впервые учтено еще А. П. Виноградовым (1926 г.), правда, в самой формуле вместо критического угла γ стоял угол трения β . Иг. М. Павлов в 1947 г. (Сталь, № 1, стр. 39—48, а также ч. VI, с. 13) проанализировал влияние уширения на опережение и представил формулу Финка в виде:

$$S_h = \frac{B_1}{B_2} \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1.$$

Тогда же была высказана мысль, что «... ния Финка, опубликовавшего еще в 1874 г. теоретическое исследование процесса прокатки, следует сохранять за его оригинальными формулами (опережения; работы деформации) при последующих их дополнениях или упрощениях».

Это замечание, как нам кажется, в полной мере относится и к формуле, предлагаемой (в качестве новой) в данной статье Б. П. Бахтинова. Прим. ред.

** Иг. М. Павлов, Равновесие сил при прокатке с уширением, Сталь, 1947, № 1. стр. 44—46.

шую практическую ценность. При значительном развитии уширения необходимо поэтому уточнить вопрос о влиянии уширения на опережение. Для этого в выводе формулы опережения Финка¹ вместо отношения высот полосы $\frac{H_1}{h}$ следует брать отношение соответствующих площадей поперечного сечения:

$$\frac{H_1 B_1}{h B_2} = C_0 \frac{H_1}{h},$$

если $\frac{B_1}{B_2}$ обозначить через C_0 .

Дополненная таким образом формула опережения Финка² получает следующий вид:

$$S_h = C_0 \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1. \quad (1)^3$$

Подставляя значение

$$B_1 = B_2 - (B_2 - B_1) \frac{\gamma}{\alpha}, \quad (2)^4$$

находим

$$\begin{aligned} C_0 &= \frac{B_2 - (B_2 - B_1) \frac{\gamma}{\alpha}}{B_2} = 1 - \left(1 - \frac{B_1}{B_2}\right) \frac{\gamma}{\alpha} = \\ &= 1 - \left(1 - \frac{1}{\frac{B_2}{B_1}}\right) \frac{\gamma}{\alpha}. \end{aligned} \quad (3)^5$$

Таким образом, при определении опережения S_h по формуле (1) все исходные величины можно установить заранее⁶.

¹ S. Fink, Z. Berg-Hütten-u. Salinew., 1874, В. 22, s. 286, а также ч. II, стр. 109.

² Имя Финка, опубликовавшего еще в 1874 г. теоретическое исследование процесса прокатки, следует сохранять за его оригинальными формулами (опережения, работы деформации) при последующих их дополнениях или упрощениях. Введение дополнительного множителя (сложного вида), учитывающего уширение, в формулу опережения приведенного типа (без ссылки на Финка) было впервые предложено проф. А. П. Виноградовым. Уголь и железо, 1926. № 7, стр. 53—65, см. также ч. I, стр. 277—284.

³ Данная формула вполне точна, но для ее применения требуется знание ширины полосы в критическом сечении (B_1). Наиболее просто B_1 определяется при допущении, что полоса имеет в плане форму трапеции, однако это допущение может приводить к большим ошибкам. Обстоятельное исследование действительной формы полосы в зеве валков выполнено И. Я. Тарновским (формоизменение при пластической обработке металлов, Металлургиздат, Москва, 1954). *Прим. ред.*

⁴ Иг. М. Павлов. Сталь, 1947, № 1, стр. 44, а также ч. V, с. 20.

⁵ Точные значения C_0 приведены в табл. 2.

⁶ Данный вывод является лишь грубо приближительным, так как предполагается трапециевидальная форма полосы в зеве валков (в плане). Наибольшая близость к этой форме наблюдается при больших обжатиях полосы. *Прим. ред.*

Таблица 2

Значение коэффициента C_0 , учитывающего уширение в формуле опережения Фика

$\frac{BB_1}{\tau/\alpha}$	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2,0	∞
0,00	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
0,05	1,00000	0,99516	0,99167	0,98845	0,98572	0,98333	0,98125	0,97942	0,97778	0,97632	0,97500	0,95000
0,10	1,00000	0,99091	0,98333	0,97691	0,97144	0,96667	0,96250	0,95883	0,95555	0,95264	0,95000	0,90000
0,15	1,00000	0,98636	0,97500	0,96537	0,95715	0,95000	0,94375	0,93825	0,93333	0,92895	0,92500	0,85000
0,20	1,00000	0,98182	0,96667	0,95383	0,94286	0,93333	0,92500	0,91765	0,91111	0,90527	0,90000	0,80000
0,25	1,00000	0,97727	0,95833	0,94229	0,92858	0,91667	0,90625	0,89706	0,88889	0,88159	0,87500	0,75000
0,30	1,00000	0,97273	0,95000	0,93075	0,91429	0,90000	0,88750	0,87648	0,86667	0,85790	0,85000	0,70000
0,35	1,00000	0,96818	0,94167	0,91921	0,90000	0,88333	0,86875	0,85589	0,84444	0,83422	0,82500	0,65000
0,40	1,00000	0,96364	0,93333	0,90767	0,88572	0,86667	0,85000	0,83530	0,82222	0,81054	0,80000	0,60000
0,45	1,00000	0,95909	0,92500	0,89616	0,87143	0,85000	0,83125	0,81471	0,80000	0,78685	0,77500	0,55000
0,50	1,00000	0,95455	0,91667	0,88462	0,85714	0,83333	0,81250	0,79412	0,77778	0,76316	0,75000	0,50000

Для определения же угла γ по заданной величине опережения необходимо применять способ предварительного подбора приближенных значений с последующей корректировкой.

В этом случае формулу Финка⁷ можно преобразовать следующим образом⁸:

$$\cos \gamma = \frac{D+h}{2D} \pm \sqrt{\left(\frac{D+h}{2D}\right)^2 - \frac{v_h h}{\tau D}}$$

или при введении коэффициента C_0 ⁹:

$$\cos \gamma = \frac{D+h}{2D} \pm \sqrt{\left(\frac{D+h}{2D}\right)^2 - \frac{v_h h}{\tau D C_0}}. \quad (4)$$

Если опережение S_h выражено в процентах, то получаем

$$\cos \gamma = \frac{D+h}{2D} \pm \sqrt{\left(\frac{D+h}{2D}\right)^2 - \left(\frac{S_h}{100} + 1\right) \frac{h}{D C_0}}. \quad (5)$$

Как ясно из соотношения (3), при $\frac{B_2}{B_1} = 1$ коэффициент C_0 также равен единице; во всех остальных случаях при прокатке с уширением коэффициент $C_0 < 1$, причем он уменьшается с ростом уширения¹⁰. Это позволяет сделать вывод из формулы (1) о том, что уширение уменьшает величину опережения. Если же исходить из заданного значения опережения S_h , то при развитии уширения отвечающий этому опережению критический угол γ увеличивается, что можно видеть из соотношения (4)¹¹.

*Процесс прокатки без опережения и без скольжения **

Постепенное уменьшение величины опережения по мере развития уширения, очевидно, может привести к процессу, при котором весь избыток металла уходит не вперед, а в поперечном направлении.

Представляет значительный интерес также анализ условий скольжения валков по полосе в области I при прокатке с уширением. По сравнению с процессом без уширения такая прокатка должна сопровождаться меньшим скольжением в области I. Поэтому высказанные соображения относительно возможности процесса без опережения, по-видимому, можно отнести и к скольжению в области I.

⁷ При допущении об отсутствии уширения. *Прим. ред.*

⁸ Иг. М. Павлов, Теория прокатки, Кубуч, 1934, стр. 239.

⁹ Т. е. при учете уширения. *Прим. ред.*

¹⁰ Условие $\gamma/\alpha = 0$ не рассматривается, так как при этом $S_h = 0$.

¹¹ В формуле (4) перед радикалом следует брать плюс, так как иначе угол γ получает чрезмерно большие значения.

* *Op. cit.*, стр. 47—48.

Условия процесса прокатки с уширением без относительно-го смещения полосы и валков (в рассматриваемом направлении) на том или ином участке зева валков (до его полной длины включительно) требуют особого исследования.¹²

Ограничиваясь частным примером, определим условия отсутствия опережения S_h для случая, когда $D=700$ мм; $H=60$ мм; $h=40$ мм; $B_1=200$ мм; $\alpha=12^\circ 44' = 0,23969$ и $\gamma=4^\circ = 0,06981$.

Применяя формулу опережения (1) с коэффициентом C_0 по выражению (3), получаем при $S_h=0$ после упрощений соотношение

$$\frac{B_2}{B_1} = \frac{1}{1 - \frac{\alpha}{\gamma + \frac{h}{R\gamma}}}, \quad (6)$$

определяющее (приблизительно) то значение $\frac{B_2}{B_1}$, при котором вытяжка настолько сокращается (при данных R , h и γ), что опережение вообще исключается.

В рассматриваемом случае имеем

$$\frac{B_2}{B_1} = \frac{1}{1 - \frac{0,23969}{0,06981 + \frac{40}{350 \cdot 0,06981}}} = 1,1633,$$

откуда

$$B_2 = 1,1633 \cdot B_1 = 1,1633 \cdot 200 = 232,7 \text{ мм.}$$

Подсчитывая для проверки коэффициент C_0 по формуле [3]¹³ и опережение по формуле (1), находим

$$C_0 = 1 - \left(1 - \frac{1}{1,1633}\right) = \frac{0,06981}{0,23969} = 0,95918;$$

$$S_h = 0,95918 \frac{[700(1 - \cos 4^\circ) + 40] \cos 4^\circ}{40} - 1 = -0,00237.$$

¹² Из формулы (8) — см. ниже — следует, что отсутствие скольжения (отставания) S_h и опережения S_h наступает при условии: $0 = 1 - (0 + 1) \frac{1}{\mu \cos \alpha}$,

т. е. при $\mu \cos \alpha = 1$ или $\mu = \frac{1}{\cos \alpha}$, что в качестве условия «прилипания» было в общем виде выведено Иг. М. Павловым еще в 1927 г. (ЖРМО, № 1). Следовательно, уширение должно быть развито настолько, чтобы понизить вытяжку полосы до значения $\frac{1}{\cos \alpha}$. Прим. ред.

¹³ Т. е. исходя из трапециевидальной формы полосы в зеве валков (в плане), что является весьма условным допущением (кроме случаев больших обжатий полосы). Прим. ред.

Если бы уширения не было, то опережение в рассматриваемом случае составило бы:

$$S_h = \frac{[700(1 - \cos 4^\circ) + 40] \cos 4^\circ}{40} - 1 = 0,04, \text{ или } 4\%.$$

Для этого же случая подсчитаем скольжение S_H при входе в зев валков.

Отказываясь от упрощения

$$\frac{\cos \gamma}{\cos \alpha} \approx 1$$

и учитывая уширение, можно представить предложенную нами ранее¹⁴ формулу скольжения в следующем полном виде:

$$S_H = 1 - \frac{B_\gamma}{B_1} \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{H \cos \alpha}. \quad (7)$$

Связь скольжения S_H с опережением S_h при этом выразится так:

$$S_H = 1 - (S_h + 1) \frac{hB_2}{HB_1 \cos \alpha} = 1 - (S_h + 1) \frac{1}{1,4 \cos \alpha}. \quad (8)$$

Определяем B_γ , пользуясь формулой (2):

$$B_\gamma = 232,7 - (232,7 - 200) \frac{4^\circ}{13^\circ 44'} = 223,2 \text{ мм.}$$

Тогда

$$\begin{aligned} S_H &= 1 - \frac{223,2}{200} \frac{[700(1 - \cos 4^\circ) + 40] \cos 4^\circ}{60 \cdot \cos 13^\circ 44'} = \\ &= 1 - \frac{223,2}{200} \cdot 0,7138 = 1 - 0,7966 = 0,2034, \text{ или } 20,34\% \end{aligned}$$

При отсутствии уширения, т. е. при $\frac{B_\gamma}{B_1} = 1$, скольжение достигло бы величины

$$S_H = 1 - 0,7138 = 0,2862, \text{ или } 28,62\%.$$

Проделанные подсчеты показывают, что уширение заметно влияет на скольжение; однако уменьшение скольжения при росте уширения не так значительно, как понижение величины опережения.

¹⁴ Иг. М. Павлов, Теория прокатки, изд. 2, ГОНТИ, 1938, стр. 319.

3. ОПЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ С НАТЯЖЕНИЕМ *

Можно считать установленным, что работа с натяжением возможна только при условии, если скорость входа металла в последующую пару валков (v_2) превышает скорость при свободной (без натяжения) прокатке (v_1). При этом чем выше допустимая разность скоростей металла v_2 и v_1 (а соответственно и скоростей валков), тем устойчивее режим натяжения.

Решающее значение имеет фактор опережения металла, причем особенно важным является свойство опережения изменяться под влиянием приложенного натяжения.

Величину опережения при холодной прокатке плоских профилей, т. е. при малом угле касания α металла с валками, можно определить по уравнению ¹

$$S_h = \frac{R}{h} \tau^2. \quad (1)$$

Аналитические выражения критического угла при работе с натяжением даны несколькими советскими исследователями ^{2, 3, 5}.

Предложенная нами формула ³, примененная в дальнейших расчетах, имеет вид:

$$\tau = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right) + \frac{h}{4fpR} \left(\sigma_n - \sigma_a \frac{H}{h} \right). \quad (2)$$

При отсутствии заднего натяжения ($\sigma_a = 0$) получаем

$$\tau = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right) + \frac{h}{4fpR} \sigma_n. \quad (3)$$

Необходимо принять во внимание, что при изменении натяжения все переменные величины, входящие в уравнения (2) и (3), также получают несколько иные значения ⁴. Однако, чтобы более отчетливо выразить зависимость опережения от переменного натяжения, предположим, что при ограниченном изменении

* Ю. М. Файнберг, Теоретические основы скоростной прокатки с натяжением, Сталь, 1948, № 6, стр. 531—532.

¹ D. Dresden, Z. für angew. Mathematik. u. Mechanik, 1925, в. 5, № 1, S. 78—79, а также ч. I, стр. 274—276.

² А. И. Целиков, Металлург, 1939, № 6, с. 61—76, а также ч. IV, с. 258—262.

³ Ю. М. Файнберг, Сталь, 1941, № 2—3, с. 42—45.

⁴ Переднее и заднее натяжения в зависимости от их величины в той или иной мере изменяют условия напряженного состояния металла в зеве валков. Имеющееся при обычных условиях прокатки продольное сжатие полосы (подпирающее действие сил трения) может ослабляться или даже переходить в растяжение. В зависимости от этого изменяются и многие другие условия процесса прокатки, в частности силовые: сопротивление деформации металла, полное давление металла на валки, упругие деформации частей прокатного стана (а следовательно, и обжатие) и др. *Прим. ред.*

натяжения все прочие величины, определяющие критический угол, остаются постоянными; примем также, что заднее натяжение отсутствует.

При этих условиях уравнение критического угла (3) представляет линейную функцию относительно σ_n вида:

$$\gamma = a + b_1 \varepsilon_n, \quad (4)$$

$$a = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right); \quad (5)$$

$$b_1 = \frac{h}{4fpR}. \quad (6)$$

Так как $\sigma_n = E \cdot \varepsilon$ (E — модуль Юнга), то, подставляя в уравнение (4) значение ε_n , выраженное с помощью ε , и полагая $b_1 E = b$, получим

$$\gamma = a + b \varepsilon. \quad (7)$$

Подставляя же это значение критического угла в формулу (1), можно выразить опережение в функции относительного упругого удлинения:

$$S_h = \frac{R}{h} (a + b \varepsilon)^2. \quad (8)$$

Для определения степени опережения в зависимости от приращения относительного упругого удлинения исследуем производную функции (8):

$$\frac{dS_h}{d\varepsilon} = \frac{2Rb}{h} (a + b \varepsilon) = \frac{2Rb}{h} \gamma. \quad (9)$$

Подставляем сюда значение

$$b = b_1 E = \frac{hE}{4fpR}$$

и сокращаем

$$\frac{dS_h}{d\varepsilon} = \frac{E}{2fp} (a + b \varepsilon) = \frac{E}{2fp} \gamma. \quad (10)^*$$

При увеличении коэффициента трения критический угол растет⁵; однако приращение критического угла при изменении натяжения с ростом коэффициента трения уменьшается.

Смазка валков приводит к понижению коэффициента трения, среднего удельного давления и угла касания; в результате кри-

⁵ А. Я. Хейн, Процесс ленточной и тонколистовой прокатки, Металлургиздат, 1941.

⁶ Иг. М. Павлов, Я. С. Галлай. Опережение при прокатке, ОНТИ, 1936.

тический угол уменьшается, но множители $\frac{2Rb}{h}$ в формуле (9)

и $\frac{E}{2fp}$ в формуле (10) возрастают. Вследствие этого при смазке приращение опережения при переменном натяжении может оказаться большим, чем при ее отсутствии, несмотря на уменьшение абсолютной величины критического угла.

Примером могут служить результаты расчетов опережения по уравнению (3) для нескольких значений коэффициента трения при постоянных p и α (табл. 3) Значения опережения вы-

Таблица 3

Зависимость опережения от коэффициента трения и натяжения

Угол касания α , радианы	Натяжение σ_n , кг/мм ²	Опережение S_h , %, при коэффициенте трения f			
		0,04	0,06	0,08	0,10
0,034 {	13,5	3,94	5,05	5,62	6,02
	0	2,53	3,94	4,75	5,26
0,0442 {	13,5	5,20	7,30	8,53	9,60
	0	2,65	5,20	6,80	8,05

числены для случая холодного обжатия стального листа шириной 1500 мм и толщиной при входе $H = 1,17$ мм и при выходе $h = 0,89$ мм. Радиус рабочих валков $R = 235$ мм. Расчет сделан для абсолютно жестких валков при $p = 130$ кг/мм² ($\alpha = 0,034$ радиана), а также для сплюснутых при $p = 80$ кг/мм² ($\alpha = 0,0442$ радиана).

Из данных табл. 3 следует, что величины коэффициента трения и угла касания существенно влияют на величину опережения; кроме того, при меньших значениях коэффициента трения приращения опережения при изменении натяжения увеличиваются (табл. 4).

Например, при коэффициенте трения $f = 0,04$ и угле касания $\alpha = 0,0442$ изменение натяжения от $\sigma_n = 0$ до $\sigma_n = 13,5$ кг/мм² приводит к росту опережения на 96%, в то время как для тех же условий, но при большем коэффициенте трения $f = 0,1$ опережение возрастает лишь на 19%.

При малом коэффициенте трения натяжение более резко влияет не только на относительные, но и на абсолютные приращения опережения.

Действительно, для $\alpha = 0,0442$ и коэффициента трения $f = 0,1$ при свободной прокатке ($\sigma_n = 0$) абсолютная величина опереже-

Таблица 4

Зависимость приращений опережения при изменении натяжения от величины коэффициента трения

Угол касания α , радианы	Приращение опережения при появлении $\sigma_n = 13,5 \text{ кг/мм}^2$, %, при коэффициенте трения f			
	0,04	0,06	0,08	0,10
0,034	55	28	18	14
0,0442	96	40	25	19

ния составляет 8,05%, а при прокатке с натяжением ($\sigma_n = 13,5 \text{ кг/мм}^2$) она повышается лишь до 9,60%, т. е. на 1,55%. Между тем для этих же условий, но при меньшем коэффициенте трения $f=0,04$ приращение опережения значительно выше (5,20—2,65=2,55%), хотя абсолютные значения опережения как при работе с натяжением (2,65%), так и при работе без натяжения (5,20%) меньше, чем в первом случае.

4. ФОРМУЛА КРИТИЧЕСКОГО УГЛА С УЧЕТОМ УШИРЕНИЯ*

Область опережения характеризуется тем, что деформируемый металл принудительно проталкивается в суживающийся зев валков в сторону выхода металла. Роль пресса, нагнетающего металл, играет критическое сечение, являющееся разделом истечения и воспринимающее напор металла, создаваемый силами трения в области отставания (попятного движения). Согласно теории жестких концов и принудительных скоростей металла в очаге деформации (Иг. М. Павлов), скорость точек, лежащих в плоскости критического сечения, может быть принята одинаковой и равной горизонтальной проекции окружной скорости валков. Вследствие напора из критического сечения металл устремляется не только вперед по направлению прокатки, но и в стороны по ширине полосы. При этом соотношение между продольной и поперечной деформациями в области от плоскости критического сечения до плоскости выхода металла из валков определяется исходя из условий минимальной затраты энергии. Это находит свое выражение в законе минимального периметра и с достаточным приближением может быть выражено через функ-

* А. П. Чекмарев, Опережение и коэффициент внешнего трения при прокатке. Труды Днепропетровского металлургического института. Металлургиздат, 1948, в. 12, с. 40—46.

цию отношения размеров ширины и длины очага деформации. Дополнительным по сравнению с деформацией под плоскими бойками здесь является наличие кривизны поверхностей валков, которая затрудняет продольную деформацию и сказывается на соответствующем увеличении поперечной деформации.

Возьмем за меру продольной деформации величину $\ln \frac{l}{l_\gamma}$, а за меру поперечной деформации величину $\ln \frac{B_2}{B_\gamma}$. Принимаем, что величины этих деформаций обратно пропорциональны величинам сопротивления деформации, а последние пропорциональны удельным силам сопротивления истечения. Удельными силами сопротивления продольной деформации являются горизонтальная проекция напряжения трения, $p/\cos \varphi$, и горизонтальная проекция напряжения давления, равная $p \sin \varphi$, а удельной силой поперечному истечению — напряжение трения pf (здесь $\gamma > \varphi > 0$). Отношение поперечной деформации к продольной для любого бесконечно малого участка дуги $d\varphi$ согласно принятому выше допущению равно

$$\frac{\ln \frac{B_\varphi}{B_\varphi + d\varphi}}{\ln \frac{l_\varphi}{l_\varphi + d\varphi}} = \frac{f \cos \varphi + \sin \varphi}{f} \quad (1)$$

Среднее значение отношения поперечной и продольной деформации на участке дуги области опережения таково:

$$\begin{aligned} \frac{\ln \frac{B_2}{B_\gamma}}{\ln \frac{l}{l_\gamma}} &= \frac{1}{\gamma} \int_0^\gamma \frac{f \cos \varphi + \sin \varphi}{f} = \frac{1}{\gamma f} (f \sin \gamma - \cos \gamma) = \\ &= 1 + \frac{2 \sin^2 \frac{\gamma}{2}}{f \gamma} \end{aligned}$$

Вследствие малости угла γ , принимая $\sin \gamma = \gamma$ и $\sin \frac{\gamma}{2} \approx \frac{\gamma}{2}$, имеем

$$\frac{\ln \frac{B_2}{B_\gamma}}{\ln \frac{l}{l_\gamma}} = 1 + \frac{\gamma}{2f} = 1 + \frac{\gamma}{2\beta} \quad (2)$$

Здесь $f = \operatorname{tg} \beta$ или $f \approx \beta$.

Так как величины $\ln \frac{B_2}{B_1}$ и $\ln \frac{l}{l_1}$ малы, их отношение можно заменить

$$\frac{\ln \frac{B_2}{B_1}}{\ln \frac{l}{l_1}} = \frac{\frac{B_2}{B_1} - 1}{\frac{l}{l_1} - 1} \approx 1 + \frac{\gamma}{2\beta}. \quad (3)$$

Величина $\frac{\gamma}{2\beta}$ может колебаться от нуля (при $\alpha = 2\beta$) до 0,25 (при большом β и малом α). Наиболее частыми в практике и, во всяком случае, наиболее желательными с точки зрения экспериментального определения коэффициента трения являются случаи, когда $\alpha \approx \beta$, следовательно, $\gamma \approx 0,25 \alpha$ и $\frac{\gamma}{2\beta} \approx \frac{1}{4}$. Для облегчения захвата обычно берут α несколько меньше β . Таким образом, окончательно можно принять, что соотношение (3) имело бы место, если бы условия истечения металла вперед (в опережение) и в стороны (уширение) были одинаковыми (помимо учтенного уже фактора кривизны поверхности валков). Поэтому обратимся к выяснению этих условий истечения металла в области опережения.

Область опережения может быть разделена пополюсине продольной плоскостью на два симметричных участка. В каждом из этих участков металл течет вперед и в сторону к выходу из очага деформации; истечение назад отсутствует. Таким образом, область опережения представляет собой очаг деформации, истечение металла в котором симметрично только относительно одной продольной средней его плоскости. При сжатии прямоугольника под плоскими бойками мы имеем очаг деформации с истечением, симметричным относительно двух осей (в плане). При сжатии прямоугольника под округленными бойками характер симметрии истечения сохранится, но только изменится соотношение деформаций (в плане). В области опережения металл как бы подперт с одной стороны (со стороны критического сечения); из-за этого нарушается симметрия истечения и создается ее односторонность в продольном направлении.

Указанное обстоятельство отражается на соотношении поперечной и продольной деформаций. Характер истечения металла в области опережения является дополнительным к факторам кривизны обрабатываемой поверхности валков и направления действия сил в области опережения, уже учтенным в выражении (3).

При прочих равных условиях истечение металла связано обратной зависимостью с сопротивлением истечению. Увеличение сопротивления в одном из направлений уменьшает истечение в этом направлении и соответственно увеличивает в противоположном направлении. В качестве меры сопротивления истечению

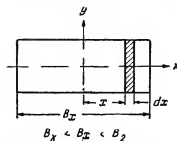


Рис. 1. Определение работы трения при поперечном истечении

приближенно можно взять величину работы трения скольжения на контактных поверхностях при деформации. Беря в основу указанный С. Н. Петровым метод определения работы скольжения на контактной поверхности при сжатии, определим величины работ трения скольжения для поперечного и продольного истечений металла в области опережения при прокатке.

Рассмотрим сначала трение при поперечном истечении (рис. 1). По условию симметрии сдвиг металла в обе стороны от продольной плоскости симметрии одинаков. Принимая уширение равномерным по ширине полосы¹, имеем, что сдвиг δx сечения шириной dx пропорционален x , т. е. $\delta x = cx$.

Элементарная работа скольжения при бесконечно малом сжатии равна:

$$dA_{\text{ск}} = \int_0^x 2fpdx l_T \delta x = 2fp l_T c \int_0^x x dx = fp c l_T x^2;$$

$$dA_{\text{ск}} = fp l_T x \delta x = fp R_T x \delta x.$$

Здесь l_T , равная R_T , — длина сжимаемого участка зоны опережения.

При окружной скорости v мощность скольжения от уширения металла для одного вала (в зоне опережения) равна:

$$N_{\text{ск}} = \int_{\frac{B_1}{2}}^{\frac{B_2}{2}} fpvx \delta x; \quad N_{\text{ск}} = \frac{1}{8} fpv (B_2^2 - B_1^2). \quad (4)$$

По аналогии дадим вывод формулы для работы трения скольжения при продольном истечении (опережении) металла (рис. 2). Поскольку опережение направлено от критического сечения в од-

¹ Доказательство см. Иг. М. Павлов. Теория прокатки и основы пластической деформации металлов, ГОНТИ, 1938.

ну сторону, элементарная работа скольжения при бесконечно малом сжатии равна

$$dA'_{\text{ск}} = \int_0^x f p dx l \delta x = \frac{1}{2} f p l x \delta x.$$

Мощность скольжения от опережения металла для одного вала равна

$$N'_{\text{ск}} = \int_{R_{\gamma}}^{s_h R_{\gamma}} \frac{1}{2} f p v x \delta x; \quad N'_{\text{ск}} = \frac{1}{4} f p v (s_h^2 R^2 \gamma - R^2 \gamma^2). \quad (5)$$

Сравнивая выражения (4) и (5), мы видим, что при условии равенства длины и ширины зоны опережения $B_{\gamma \text{cp}} = R\gamma$ (или $B_2 \approx R\gamma$) работа скольжения от опережения в два раза превышает работу скольжения от уширения. Указанную зависимость можно показать графически (рис. 3). По оси абсцисс отложен размер очага деформации, а по оси ординат — смещение металла при скольжении, а также в соответствующем масштабе работа скольжения. Как видно из рисунка, если все смещение направлено только в одну сторону, то работа скольжения в два раза больше, чем при симметричном относительно середины очага деформации смещении металла.

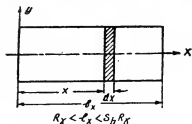


Рис. 2. Определение работы трения при опережении металла



Рис. 3. Графическое изображение зависимости работ скольжения при опережении и уширении

Исходя из указанного и учитывая выражение (3), можно принять следующее соотношение между поперечной и продольной деформациями в зоне опережения:

$$\frac{\ln \frac{B_2}{B_{\gamma}}}{\ln \frac{l}{l_{\gamma}}} \approx 2 \left(1 + \frac{\gamma}{\beta} \right) \approx 2,3. \quad (6)$$

Это соотношение было бы справедливым при равенстве размеров общего опережения $R\gamma = B_2$. При неравенстве этих размеров соотношение между поперечной и продольной деформациями пропорционально величине $\frac{R\gamma}{B_2}$. Полный учет факторов — кривизны поверхности валков, одностороннего продольного истечения металла и размеров в области опережения — приводит к следующему соотношению:

$$\frac{\ln \frac{B_2}{B_\gamma}}{\ln \frac{l}{l_\gamma}} \approx 2,3 \frac{R\gamma}{B_2}; \quad \frac{B_2}{B_\gamma} = 1 + 2,3 \frac{R\gamma}{B_2} \left(\frac{l}{l_\gamma} - 1 \right).$$

Величину $\frac{l}{l_\gamma}$ заменим через величину (найденного из размеров керновых отпечатков) коэффициента опережения $S_h = \frac{v_h}{v}$:

$$\frac{l}{l_\gamma} = \frac{v_h}{v \cos \gamma} = \frac{S_h}{\cos \gamma} \approx S_h.$$

Тогда вместо (6) имеем

$$\frac{B_2}{B_\gamma} = 1 + 2,3 \frac{R\gamma}{B_2} (S_h - 1). \quad (7)$$

Используем выведенное ранее² выражение для угла критического сечения:

$$\gamma = \arccos \left[\frac{2R + h}{4R} \pm \sqrt{\left(\frac{2R + h}{4R} \right)^2 - \frac{hS_h}{2R} \frac{B_2}{B_\gamma}} \right]. \quad (8)^3$$

² А. П. Чекмарев. Труды Днепропетровского металлургического института. Металлургиздат, 1948, в. 12, с. 38.

³ Это выражение с примерами подсчетов по нему было дано Иг. М. Павловым в 1947 г. (Сталь, № 1, с. 46, уравнение (31), а также ч. VI, с. 15). Без учета уширения указанное выражение и его анализ были приведены Иг. М. Павловым в книге «Теория прокатки», ГОНТИ, 1938, §§ 309, 310.

По существу же рассматриваемое выражение является тем же уравнением Финка (1874 г.), но только решенным не относительно величины опережения S_h , а относительно критического угла. Введение в уравнение опережения члена, учитывающего уширение $\left(\frac{B_1}{B_2} \right)$, было впервые сделано А. П. Виноградо-

вым (1923 г.), допустившим ошибку в отношении угла γ (замена углом трения β). Точное уравнение опережения с учетом уширения под наименованием «Дополненная формула опережения Финка» было дано Иг. М. Павловым в 1947 г. (Сталь, № 1, стр. 45, уравнение (29), а также ч. VI, с. 13, уравнение (1)). *Прим. ред.*

Из (8) и (7) получим:

$$\gamma = \arccos \left[\frac{2R+h}{4R} \pm \sqrt{\left(\frac{2R+h}{4R} \right)^2 - \frac{hS_h}{2R} \left[1 + 2,3 \frac{R\gamma}{B_2} (S_h - 1) \right]} \right]. \quad (9)$$

Произведем преобразование выражения (9):

$$\begin{aligned} \cos \gamma &= \frac{2R+h}{4R} \pm \sqrt{\left(\frac{2R+h}{4R} \right)^2 - \frac{hS_h}{2R} \left[1 + 2,3 \frac{R\gamma}{B_2} (S_h - 1) \right]}, \\ \left(\cos \gamma - \frac{2R+h}{4R} \right)^2 &= \left(\frac{2R+h}{4R} \right)^2 - \frac{hS_h}{2R} \left[1 + 2,3 \frac{R\gamma}{B_2} (S_h - 1) \right], \\ \cos^2 \gamma - 2 \cos \gamma \frac{2R+h}{4R} &= - \frac{hS_h}{2R} \left[1 + 2,3 \frac{R\gamma}{B_2} (S_h - 1) \right]. \end{aligned}$$

Вследствие малой величины угла γ , полагаем:

$$\cos^2 \gamma = 1 - \sin^2 \gamma = 1 - \gamma^2$$

$$\text{и} \quad \cos \gamma = 1 - 2 \sin^2 \frac{\gamma}{2} = 1 - \frac{\gamma^2}{2}, \quad (10)$$

$$1 - \gamma^2 - 2 \left(1 - \frac{\gamma^2}{2} \right) \frac{2R+h}{4R} + \frac{hS_h}{2R} + 2,3 \gamma \frac{hS_h}{2B_2} (S_h - 1) = 0.$$

Окончательно получим квадратное уравнение

$$\gamma^2 - \gamma \frac{4,6hS_hR(S_h-1)}{B_2(2R-h)} - \frac{2h(S_h-1)}{2R-h} = 0.$$

Отсюда

$$\gamma = \frac{2,3hS_hR(S_h-1)}{B_2(2R-h)} \pm \sqrt{\left[\frac{2,3hS_hR(S_h-1)}{B_2(2R-h)} \right]^2 + \frac{2h(S_h-1)}{2R-h}}. \quad (11)$$

Так как нас интересуют только положительные значения γ , то перед квадратным корнем необходимо взять знак плюс.

В выражении (11) величина опережения S_h берется из опытных данных (по керновым отметкам). При $B_2 \rightarrow \infty$ вместо (11) получим следующее выражение:

$$\gamma_{B_2 \rightarrow \infty} = \sqrt{\frac{2h(S_h-1)}{2R-h}}. \quad (12)$$

Нетрудно убедиться, что

$$\gamma_{B_2 \rightarrow \infty}^2 = \frac{2h(S_h-1)}{2Rh} \approx \frac{h}{R} (S_h - 1).$$

Последнее выражение представляет формулу Дрездена⁴, которая, как доказано Иг. М. Павловым, является упрощенной формулой Финка. Так как все указанные авторы пренебрегали влиянием уширения на опережение, то совершенно естественно, что наша формула (11) при $B_2 \rightarrow \infty$ близка к формуле Дрездена.

При малом $\frac{h}{R}$ сущность отличия объясняется тем, что при выводе формулы Дрездена и нашей допускались упрощения.

Приведенный* нами математический анализ вопроса показывает, что все указанные формулы, полученные при пренебрежении уширением, дают близкие результаты для угла γ ; поэтому при большой ширине B_2 и малой толщине полосы h практически можно пользоваться любой из этих формул. При относительно же небольшой ширине (сравнительно с длиной зоны опережения), пренебрегая уширением, можно получить ошибочное значение γ , а отсюда и ошибочное значение $\beta = f$. Поэтому при небольшой ширине необходимо пользоваться выражением (11).

Для выяснения влияния ширины полосы на величину γ рассмотрим случай, когда $h = 10$ мм и $R = 200$ мм. На рис. 4 при-

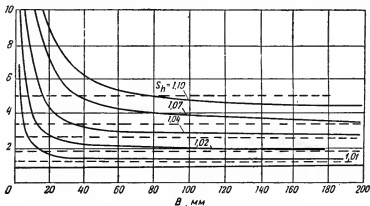


Рис. 4. Зависимость γ от B_2 при разных значениях S_h

веден график зависимости γ от B_2 при разных значениях S_h . Зависимость выражена в виде кривых, круто поднимающихся с уменьшением B_2 и асимптотически приближающихся к горизонтальной линии с увеличением B_2 . Горизонтальные штриховые линии представляют значения γ при $B_2 = \infty$ для соответствующих значений S_h . Именно эти значения γ до настоящего времени принимали в расчет при определении β , так как пренебрегали вли-

⁴ D. Dresden, Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 1, с. 78—79, а также ч. I, стр. 274—276.

* Op. cit., с. 47—49.

янием уширения. Из рис. 4 видно, что при малых значениях коэффициента опережения S_h при данных $h = 10$ мм и $R = 200$ мм, а также при ширине не менее 30—50 мм влияние ширины на опережение практически не сказывается. При больших значениях S_h для устранения влияния ширины полосы на опережение необходимо, чтобы ширина B была не меньше 75—100 мм.

Экспериментальная проверка формулы критического угла

С целью проверки предложенной нами формулы критического угла (11) были проведены опыты по прокатке свинцовых полос в прокатной лаборатории Днепропетровского металлургического института на прокатном стане с валками диаметром 210 мм.

Таблица 5

Опытные данные по определению коэффициента внешнего трения из опережения

№ по пор.	h мм	B_z мм	S_h	γ° по (11)	α°	β° из γ°	γ° по (12)	β_1° из γ_{12}°	Ошибка $\frac{\beta - \beta_1}{\beta} 100\%$	Примечание
1	1,4	2,3	1,028	2,25	7,0	9,8	1,00	4,8	105	Валки полированные сухие; $v = 0,1$ м/сек
2	1,4	3,8	1,029	2,00	6,4	8,6	1,13	4,8	80	
3	1,5	5,2	1,033	2,05	6,4	9,0	1,25	5,3	70	
4	1,6	8,0	1,043	2,20	6,1	11,0	1,47	6,0	83	
5	1,6	12,9	1,057	2,26	6,1	11,7	1,70	6,9	70	
6	1,7	21,4	1,068	2,32	6,1	12,7	1,90	8,1	57	
7	1,9	51,1	1,075	2,32	6,1	12,7	2,11	9,8	30	
Среднее значение					10,8		6,5			
8	6,0	12,8	1,020	2,72	9,7	11,0	1,97	8,2	34	Валки гладкие обточенные сухие; $v = 0,77$ м/сек
9	6,1	23,5	1,027	2,84	10,0	11,6	2,30	9,2	26	
10	4,2	14,6	1,026	2,47	7,5	10,8	1,72	6,8	59	
11	2,5	16,9	1,042	2,31	7,3	10,0	1,82	7,2	39	
12	2,6	27,0	1,049	2,36	7,3	10,3	2,00	8,1	26	
Среднее значение					10,7		7,9			
13	9,0	10,8	1,015	3,15	8,3	17,2	2,10	8,4	105	Валки шероховатые; $v = 0,77$ м/сек
14	4,3	25,3	1,040	2,87	7,5	16,9	2,35	9,4	80	
15	4,3	41,9	1,047	2,90	8,0	14,5	2,53	10,7	35	
16	4,3	80,5	1,052	2,87	8,3	13,5	2,67	11,6	16	
17	2,7	43,1	1,066	2,83	7,0	17,5	2,38	11,1	57	
18	2,9	81,0	1,068	2,70	6,6	18,1	2,50	13,6	33	
Среднее значение					16,3		10,8			

Опытные данные и результаты расчетов приведены в табл. 5. Незначительные колебания β говорят в пользу формулы (11).

Из данных табл. 5 видно, насколько серьезную ошибку в определении коэффициента внешнего трения может вызвать отсутствие учета уширения металла в зоне опережения, особенно при малой ширине полосы и большом коэффициенте опережения. В связи со сказанным, достоверными данными, полученными до настоящего времени и приведенными в литературе (без учета уширения), являются лишь данные, относящиеся к определению кротовым методом опережения и расчету на основе этого коэффициента внешнего трения при больших (50 мм и более) ширинах полос с коэффициентом опережения порядка 1,03—1,05 и при средних ширинах полос (30—50 мм) с коэффициентом опережения 1,01—1,03⁵.

5. СКОЛЬЖЕНИЕ И ОПЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ НА СТАНЕ ЛАУТА *

Скольжение среднего вала

Обозначим угловую скорость среднего вала ω_r и крайних ω_R ; тогда для горизонтальных составляющих окружной скорости каждого из валков получаем выражения (рис. 5):

$$v_r = \omega_r r \cos \alpha'_x \quad (1)$$

и

$$v_R = \omega_R R \cos \alpha_x. \quad (2)$$

Так как

$$\frac{d\varphi}{dt} = \omega; \quad \frac{dL}{dt} = v, \quad (3)$$

⁵ Вопрос об учете уширения при расчете опережения по формуле Финка и при определении коэффициента трения исходя из величины опережения с привлечением ряда расчетных примеров был также ранее рассмотрен Иг. М. Павловым (Сталь, 1947, № 1, стр. 39—48, а также ч. VI, с. 12—17); при этом для уширения допускалась трапециевидальная форма полосы в зеве валков (в плане). *Прим. ред.*

* И. Д. Кузема, Скольжение и опережение в трехвалковых станах Лаута, Сталь, 1950, № 11, с. 993—994.

то для точки a (или c) дифференциал пути на горизонтальной прямой составит

$$dL_r = v_r dt = r \cos \alpha'_x d\varphi \quad (4)$$

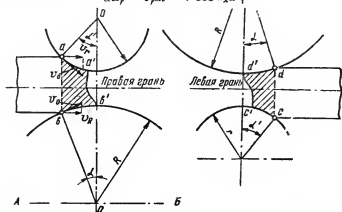


Рис. 5. Схема образования сдвига верхней половины сечения слэба относительно нижней:

A — нижний уровень прокатки; B — верхний уровень прокатки и соответственно для точки b (или d) крайних валков

$$dL_R = v_R dt = R \cos \alpha_x d\varphi.$$

Тогда путь

$$L_r = r \int_0^{\alpha'} \cos \alpha'_x d\varphi = r \sin \alpha' \quad (5)$$

и

$$L_R = R \int_0^{\alpha} \cos \alpha_x d\varphi = R \sin \alpha, \quad (6)$$

т. е. точки a и b за одно и то же время пройдут равные пути до выходного сечения $0-0$ очага деформации, потому что

$$\alpha' = \frac{R}{r} \alpha = x \alpha,$$

где $x = R : r^1$.

¹ Весь анализ автора основан на условии равенства дуг касания для обоих валков: $R_\alpha = r\alpha'$. Однако такое равенство возможно только при одинаковом сопротивлении деформации металла в зонах, прилегающих к тому и другому валку, что даст равные значения полного давления, действующего на эти валки (условие равновесия). В действительности напряженное состояние металла в указанных зонах различно и податливость металла также различна. Полагая, что со стороны меньшего валка сопротивление деформации металла ниже, получим дугу касания для этого валка большей длины, чем для большего валка (на основании тех же условий равновесия суммарных сил по вертикальной оси). Из-за отсутствия систематизированных опытных данных трудно судить, насколько эти обстоятельства, не учитываемые автором, могут влиять на его выводы. *Прим. ред.*

Если углу поворота α крайних валков не будет отвечать поворот среднего валка на угол $\alpha' = \chi\alpha$, то это неизбежно приведет к отставанию точки a от точки b и точки c от точки d ($R \sin \alpha - r \sin \alpha' \neq 0$); при этом точки a и b соответственно займут положения a' и b' , а точки d и c — положения d' и c' (рис. 5).

В действительности это и происходит при неустановившемся процессе прокатки вследствие скольжения среднего валка, которое можно наблюдать в первых пропусках, особенно при задаче на ребро узких и толстых слябов, имеющих длину, равную ширине листа, и вынужденно прокатываемых в поперечном направлении: в момент задачи средний неприводной валок на мгновение уменьшает свою угловую скорость вследствие скольжения о крайний валок, а после обжатия в данном пропуске в момент паузы отделяется от крайнего и до соприкосновения с верхним валком уменьшает число оборотов (в отдельных случаях — при значительной толщине сляба — успевает даже остановиться).

В нижнем уровне прокатки скольжение среднего валка в момент заполнения очага деформации металлом будет вызывать отставание и перемещение верхних слоев металла, обжимаемых средним неприводным валком, относительно нижних, обжимаемых нижним приводным валком (нижняя половина сляба смещается вперед по отношению к верхней).

Прокатка в верхнем уровне при скольжении среднего валка приведет к увеличению сдвига верхней половины сляба относительно нижней.

Опережение

Для* анализа опережения исходим из условий равновесия очага деформации (рис. 6), приравнивая к нулю алгебраическую сумму проекций на горизонтальную ось сил, действующих со стороны крайнего и среднего валков:

$$\int_1^{\alpha} pBRf \cos \alpha d\varphi - \int_0^{\alpha} pBR \sin \alpha d\varphi - \int_0^{\gamma} pBRf \cos \alpha d\varphi + \\ + \int_{\gamma'}^{\alpha'} pBrf \cos \alpha d\varphi - \int_0^{\alpha'} pBr \sin \alpha d\varphi - \int_0^{\gamma'} pBrf \cos \alpha d\varphi. \quad (7)$$

После интегрирования, замены $R:r = \chi$ и элементарных преобразований получаем

$$\chi \sin \frac{\alpha}{2} \left[\sin \left(\beta - \frac{\alpha}{2} \right) - \frac{\sin \beta \cdot \sin \gamma}{\sin \frac{\alpha}{2}} \right] +$$

* Оп. cit., с. 995—996.

$$+ \frac{\sin \alpha'}{2} \left[\sin \left(\beta - \frac{\alpha'}{2} \right) - \frac{\sin \beta \cdot \sin \gamma'}{\sin \frac{\alpha'}{2}} \right] = 0, \quad (8)$$

где β — угол трения.

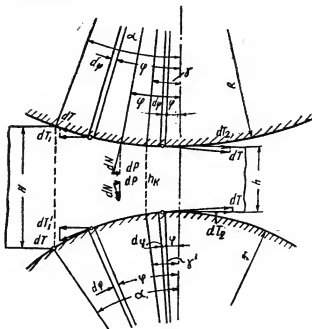


Рис. 6. Схема сил, действующих в очаге деформации

Принимая синусы малых углов равными их дугам и заменяя на основании предыдущего $\alpha' = x\alpha$, определяем углы критического сечения γ и γ' (связанные зависимостью $\gamma' = x\gamma$):

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left[1 - \frac{\alpha}{4\beta} (1 + x) \right] \quad (9)$$

и

$$\gamma' = \frac{\alpha x}{2} \left[1 - \frac{\alpha}{4\beta} (1 + x) \right]. \quad (10)$$

При $x = 1$, т. е. для валков равного диаметра, получаем известную формулу угла критического сечения

$$\gamma = \gamma' = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right). \quad (11)$$

Изменение угла γ в зависимости от угла захвата α показано на диаграмме рис. 7.

Исследуем изменение угла γ при постоянных β и x . Угол, отвечающий максимальному значению $\gamma_{\text{макс}}$, определяем, приравняв к нулю производную

$$\frac{d\gamma}{d\alpha} = \frac{1}{2} - \frac{(1+x)\alpha}{4\beta} = 0, \quad (12)$$

откуда

$$\alpha = \frac{2\beta}{1+x}. \quad (13)$$

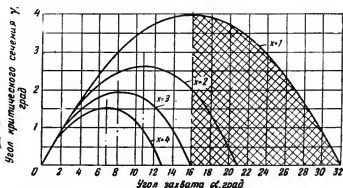


Рис. 7. Зависимость угла критического сечения γ от угла захвата α при постоянном угле трения β ($\beta = 16^\circ$) и при различных отношениях радиусов валков ($R:r = x$)

При $x = 1$ получаем $\alpha = \beta$, что ранее исследовано чл.-корр. АН СССР Иг. М. Павловым².

Подставляя значение α из выражения (13) в формулу (9), находим максимальное значение γ :

$$\gamma_{\text{макс}} = \frac{\beta}{2(1+x)}. \quad (14)$$

При $x = 1$ получаем $\gamma = \beta/4 = 0,25\beta$, что также совпадает с выводами Иг. М. Павлова.

Так как вследствие различия диаметров валков углы γ и γ' неодинаковы, то для сравнения их значений с углом γ_1 для станков дуо рассмотрим сумму по уравнениям (9) и (10):

$$\gamma + \gamma' = \frac{\alpha}{2}(1+x) \left[1 - \frac{\alpha}{4\beta}(1+x) \right]. \quad (15)$$

При $x = 1$ (что отвечает стану дуо) имеем

$$\gamma + \gamma' = \alpha \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right) = 2\gamma_1. \quad (16)$$

² Иг. М. Павлов. *Металлург*, 1932, № 10—11, с. 13—22.

Следует также отметить, что максимальная величина суммы углов $\gamma + \gamma'$ для всех значений x составляет³ 0,5 β.

Таким образом, как и в двухвалковых станах, в трехвалковых станах Лаута критическое сечение делит очаг деформации на две области с взаимнообратным направлением сил трения.

Для определения величины опережения находим фактическую скорость выхода металла из очага деформации по условию равенства секундных объемов металла, прошедших через критическое сечение и сечение выхода:

$$h_{\gamma} \cdot v_{\gamma} = h v_{\text{факт}}. \quad (17)$$

Обозначим, как и ранее,

$$R + r = a \quad \text{и} \quad \frac{R}{r} = x, \quad (18)$$

откуда

$$R = \frac{ax}{x+1} \quad (19)$$

и

$$r = \frac{a}{x+1}. \quad (20)$$

При этом для высоты критического сечения получаем выражение

$$h_{\gamma} = \frac{ax}{x+1} (1 - \cos \gamma) + \frac{a}{x+1} (1 - \cos \gamma') + h. \quad (21)$$

Но средняя горизонтальная составляющая скорости металла в критическом сечении

$$v_{\gamma} = \frac{v}{2} (\cos \gamma + \cos \gamma'), \quad (22)$$

поэтому, подставляя в уравнение (17) значения h_{γ} и v_{γ} , получаем

$$\begin{aligned} & \frac{v}{2} (\cos \gamma + \cos \gamma') \times \\ & \times \left[\frac{ax}{x+1} (1 - \cos \gamma) + \frac{a}{x+1} (1 - \cos \gamma') + h \right] = h v_{\text{факт}} \end{aligned}$$

³ Для крайнего соотношения $\frac{\alpha}{\beta} = 0$ из выражения (15) получаем

$$\gamma + \gamma' = \frac{\alpha}{2} (1 + x) = \frac{\alpha}{2} + \frac{\alpha}{2} x,$$

что вполне соответствует обычному решению: $\gamma_{\text{макс}} = \frac{\alpha}{2}$. *Прям. ред.*

откуда

$$v_{\text{факт}} = \frac{v (\cos \gamma + \cos \gamma') \left[\frac{ax}{x+1} (1 - \cos \gamma) + \frac{a}{x+1} (1 - \cos \gamma') + h \right]}{2h}. \quad (23)$$

Так как опережение S_h (%) определяется выражением

$$S_h = \left(\frac{v_{\text{факт}}}{v} - 1 \right) \cdot 100, \quad (24)$$

то, подставляя в него значение $v_{\text{факт}}$, получаем

$$S_h = \left\{ \frac{(\cos \gamma + \cos \gamma') \left[\frac{ax}{x+1} (1 - \cos \gamma) + \frac{a}{x+1} (1 - \cos \gamma') + h \right]}{2h} - 1 \right\} 100 \quad (25)^4$$

При $R = r$; $\gamma = \gamma'$ и $x = 1$, т. е. для двухвалковых станов, уравнение (25) обращается в формулу Финка⁵:

$$S_h = \left\{ \frac{\cos \gamma [h + D (1 - \cos \gamma)]}{h} - 1 \right\} \cdot 100. \quad (26)$$

Экспериментальные данные

Определение опережения вели в производственных условиях на трехвалковом стане Лаута со стальными валками, пользуясь методом кернов. Обжатия измеряли по указателю стана, а температуру оптическим пирометром; расстояния между отпечатками измеряли на холодных листах. Полученные и расчетные данные при $\beta = 15^\circ$ приведены в табл. 6.

⁴ Если упростить эту формулу, как обычную формулу Финка, то получим

$$S_h = \frac{x}{x+1} \frac{R+r}{2} \frac{\gamma^2}{h} + \frac{1}{x+1} \frac{R+r}{2} \frac{\gamma^2}{h},$$

что при $R = r$, $x = 1$ и $\gamma = \gamma'$ дает обычную упрощенную формулу Финка:

$$S_h = \frac{1}{2} \gamma^2 \frac{R}{h} + \frac{1}{2} \gamma^2 \frac{R}{h} = \gamma^2 \frac{R}{h}$$

(с весьма интересным суммированием двух частей, как бы относящихся к тому и другому валку). Прим. ред.

⁵ S. Fink, Z. Berg-, Hütten- u. Salinewesen, 1874, В. 22, S. 286, а также ч. I, с. 243—244, ч. II, стр. 109.

Таблица 6

Сравнение расчетных и фактических показателей опережения

h, мм	B, мм	Диаметр валков, мм		a, мм	H, мм	$\frac{H-h}{H} \times 100, \%$	Расстояние между кернами на листе, мм		Длина окружности, мм		Температура листа после проката, °С		Опережение	
		D	d				отпечатки крайних валков	отпечатки средних валков	крайнего валка	среднего валка	температура	измеренное	расчетное	
9	2100	859	554	706,5	10,0	10,5	—	1780	—	1739,5	900	2,3	2,33	
14	1500	860	556	708	15,5	10,7	—	1790	—	1745,8	920	2,5	2,45	
20	1250	860	556	708	21,5	7,5	2750	—	2700,4	—	950	1,83	1,70	

6. ОПЕРЕЖЕНИЕ И ОТСТАВАНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ *

Методика исследования

Наиболее распространенным методом опытного определения опережения, который применялся почти всеми исследователями, является метод кернения валков. Однако он не может быть признан достаточно точным для горячей прокатки. Чтобы правильно определить опережение указанным методом, необходимо точно знать температуру прокатываемого металла и валков и коэффициент линейного расширения. Величиной, непосредственно найденной из опыта, является в данном случае опережение. Величина отставания определяется соответствующими подсчетами, но непосредственно из опыта получена быть не может.

Учитывая недостатки такой методики, при проведении настоящего исследования был разработан электроконтактный метод определения опережения и отставания металла. Одним из главных преимуществ его является то, что колебания в температуре металла и валков не оказывают влияния на точность производимых измерений. Таким образом, электроконтактный метод можно использовать с одинаковым успехом как при горячей, так и при холодной прокатке.

Сущность данной методики заключается в следующем (рис. 8). С передним и задним концами прокатываемой полосы связаны бумажные ленты, которые во время прокатки перемещаются параллельно полосе со скоростями, соответствующими скоростям переднего и заднего концов полосы. Барабан со съемной бумаж-

* Иг. М. Павлов и М. И. Капустин, Исследование опережения и отставания при прокатке в калибрах, Труды Московского института стали, 1950, в. 29, с. 122—131.

ной лентой, установленной на оси нижнего валка, вращается с той же угловой скоростью, что и валки.

С помощью мотора, совершающего в минуту 60 оборотов, через каждую секунду включается ртутный переключатель, который замыкает сеть электрических контакторов, делающих отметки на лентах. Поэтому расстояния между двумя смежными точ-

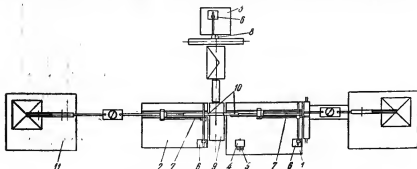


Рис. 8. Схема расположения оборудования и аппаратуры для определения опережения и скольжения электроконтактным методом:

1 — стол с передней стороны стана; 2 — стол с задней стороны стана; 3 — стол № 3; 4 — электродвигатель 220 в, 60 об/мин; 5 — ртутный переключатель; 6 — электроконтактор с рычагом; 7 — бумажная лента; 8 — барабан с лентой; 9 — валки; 10 — прокатываемый образец; 11 — машина для натяжения

ками на лентах дают значения скоростей переднего и заднего концов прокатываемой полосы и окружной скорости барабана.

Благодаря такому способу определения скоростей полосы и окружной скорости валков в любой точке калибра имеется возможность определять опытным путем величину опережения и отставания.

Исследование проводилось на стане 210 при прокатке в овальном, квадратном и круглом калибрах (рис. 9); влияние натяжения концов полосы изучалось при прокатке квадрата в овальном калибре.

Натяжение концов полосы создавалось посредством специальных машин, имеющих перекинутый через блоки трос; один конец троса несет грузы, а второй соединяется с прокатываемым образцом. Сила натяжения менялась от 64 до 930 кг и измерялась динамометром.

Особенности опережения и отставания при прокатке в калибрах

Как известно, вопрос об опережении и отставании решается сравнением горизонтальных скоростей металла и валков в зоне деформации.

В условиях прокатки в калибрах на опережении и отставании

сказываются форма калибра, форма входящей полосы, наличие неравномерной деформации и разница в диаметрах.

Скорость валков в направлении движения полосы $v_{хв}^* = v \cos \varphi$ (v — окружная скорость валков) постепенно растет от входа полосы в зев валков к линии центров и равна на этой линии окружной скорости валков. В отличие от прокатки на гладких валках при прокатке в калибрах горизонтальная скорость

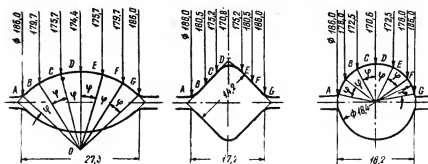


Рис. 9. Исследуемые калибры стана 210

валка изменяется не только вдоль очага деформации (по косинусоиде), но и в направлении ширины полосы вследствие различных радиусов валков, определяемых очертаниями калибра.

Поэтому, хотя скорость переднего конца полосы v_h и постоянна для всех элементов сечения, проходящего через линию центров валков, опережение полосы по отношению к валкам изменяется по контуру калибра:

$$S_h = \frac{v_h}{v} - 1 = \frac{v_h}{CD} - 1 = \frac{C_1}{D} - 1, \quad (1)$$

где C — постоянная величина.

По мере уменьшения диаметра валков D (и одновременного возрастания конечной толщины полосы h вследствие того, что $D + h = \text{const}$) опережение гиперболически возрастает. Кривая изменения опережения по ширине калибра повторяет до некоторой степени форму самого ручья.

Чем сложнее форма калибра, тем более сложный вид будет приобретать и диаграмма изменения опережения по контуру калибра.

Если же на диаграмме изображать не опережение, а относительный коэффициент опережения, сравнивая коэффициент опережения в любой (K -й) точке калибра (S'_h_K) с коэффициентом опережения, например в вершине калибра (S'_h_D), то для каждого калибра диаграмма будет иметь строго определенный по-

стоянный вид независимо от изменения факторов прокатки (коэффициент вытяжки, коэффициент трения и др.).

Коэффициент опережения определяется из выражения

$$S'_{hK} = \frac{v_h}{v} = \frac{v_h}{\frac{\pi n}{60} \cdot D_K}.$$

Будем откладывать коэффициент опережения любой (K -й) точки калибра S'_{hK} по отношению к коэффициенту опережения точки D — S'_{hD} (рис. 9):

$$\frac{S'_{hK}}{S'_{hD}} = \frac{\frac{v_h}{\frac{\pi n}{60} \cdot D_K}}{\frac{v_h}{\frac{\pi n}{60} \cdot D_D}} = \frac{D_D}{D_K}, \quad (2)$$

где D_K и D_D — диаметр калибра в точках K и D .

Коэффициенты опережения обратно пропорциональны соответствующим диаметрам.



Рис. 10. Диаграммы изменения опережения по контуру калибра при прокатке:

a — квадрата в овале; b — овала в квадрате; $в$ — овала в круге

Диаграммы, построенные на основании опытного определения скоростей полосы и валков (часть опытных данных приведена в табл. 7 и на рис. 10) и отражающие распределение опережения по контурам калибров, показывают, что опережение по ширине полосы меняется весьма значительно.

В некоторых же случаях в отдельных точках калибра полоса в плоскости выхода из валков движется медленнее, чем валки, т. е. имеет место не опережение, а отставание в плоскости выхода металла из валков.

Результаты прокатки на шероховатых валах

№ образца	В ₁ , мм	Н ₁ , мм	В ₂ , мм	h, мм	v _H , мм/сек	v _H , мм/сек	Скорость окружност- ти барабана v ₀ мм/сек	Диаметры бочки валков, мм			Опережение в отдельных точках калибра				Среднее S _H , %	Диаметр, отвечающий среднему опережению сп. сн. мм	Среднедействующий диаметр калибра D ₀ , мм	Отклонение D сп. сн. от D ₀ , %			
								D _B	D _H	D _{cp}	А и G	В и F	С и E	D							
Квадрат — овал																					
24	21,15	21,05	28,30	14,20	1,52	402,6	264,0	0,210	0,186	0,185,0	185,5	3,40	7,00	9,40	10,70	7,68	24,74	178,0	177,65	-0,197	
15	21,13	21,15	28,90	14,20	1,55	410,0	263,5	0,210	0,186	0,185,0	185,5	5,25	9,00	11,40	12,27	9,60	24,82	178,07	177,7	-0,565	
16	21,52	21,15	28,80	14,00	1,54	408,9	264,0	0,211	0,186	0,185,0	185,5	4,47	8,14	10,62	11,44	8,80	24,81	177,95	177,7	-0,140	
17	21,52	21,20	28,60	14,00	1,56	410,8	262,0	0,212	0,186	0,185,0	185,5	4,36	8,38	10,6	11,14	8,55	25,72	178,5	177,7	-0,471	
11	21,10	21,10	29,5	14,10	1,53	404,7	263,5	0,210	0,186	0,185,0	185,5	3,90	7,55	10,07	10,80	8,17	24,8	178,2	178,0	-0,135	
Овал — квадрат																					
11	14,7	28,7	18,4	17,41	43	396,0	277,0	0,210	0,186	0,185,0	185,5	2,20	5,25	8,59	10,94	6,65	18,37	177,0	177,4	0,230	
21	14,2	29,0	19,5	17,51	45	401,0	276,0	0,210	0,186	0,185,0	185,5	3,29	6,49	9,49	12,24	7,64	18,51	177,5	177,9	0,225	
23	14,0	29,1	18,2	17,01	42	404,0	284,0	0,214	0,186	0,185,0	185,5	2,20	5,25	8,59	10,54	6,67	17,69	177,1	177,1	0	
14	13,4	27,0	19,2	17,41	34	397,0	296,3	0,214	0,186	0,185,0	195,5	0,20	3,30	6,6	8,90	4,81	14,19	177,0	176,9	-0,05	
Овал — круг																					
2	13,0	29,6	15,9	17,21	18	—	—	—	—	—	—	—	-1,38	-0,34	2,85	3,92	1,98	5,4	173,0	172,8	-0,09
5	14,2	29,7	17,0	17,81	24	—	—	—	—	—	—	—	-1,23	-0,97	4,20	5,29	3,49	9,10	173,05	173,0	-0,03
6	15,0	27,0	18,0	16,41	28	—	—	—	—	—	—	—	-2,53	-1,49	4,74	5,83	2,63	12,11	175,4	175,4	0
7	14,0	29,5	15,1	17,91	17	—	—	—	—	—	—	—	-0,60	-0,24	2,95	4,03	2,32	10,83	172,8	172,5	-0,21

В условиях опыта такое положение наблюдалось при малых значениях вытяжки (при прокатке овала в круглом калибре $\mu = 1,25$ и в некоторых случаях при прокатке овала в квадрате $\mu = 1,34$ и $\mu = 1,23$) и пониженном значении коэффициента трения (прокатка на шлифованных валках со смазкой). При больших значениях вытяжки и шероховатых валках опережение даже в крайних точках калибров (овального, квадратного), где оно имеет минимальное по ширине полосы значение, достигает весьма значительных размеров, иногда 4—5%.

Таким образом, радиус калибра, отвечающий окружной скорости валка, равной скорости выхода полосы из валков, может меняться для одного и того же калибра¹. В большей же части опытов прокатки на валках с шероховатой поверхностью при вытяжке 1,4—1,5 по всей ширине полосы в плоскости выхода ее из валков наблюдалось опережение.

На протяжении всей зоны деформации, как и в плоскости выхода полосы из валков, опережение отдельных точек по отношению к поверхности валков различно. Это обуславливает сложное распределение зоны деформации между областями опережения и отставания и характер определения величины скольжения при входе полосы в валки:

$$S_H = 1 - \frac{v_H}{v \cos \alpha}, \quad (3)$$

где S_H — скольжение (отставание);

v_H — скорость заднего конца полосы.

Для прокатки в калибрах и скорость валков v и $\cos \alpha$ — переменные величины по ширине калибра, причем в то время как скорость валков всегда пропорциональна диаметру, $\cos \alpha$ может меняться по-разному при различных схемах прокатки. Например, при прокатке овала в квадратном калибре с ростом диаметра угол α сначала возрастает, а затем уменьшается, а при прокатке овала в круге — сразу же интенсивно падает.

Рассмотрим, как определяется отставание в исследуемых нами калибрах.

Подставляя в формулу (2) выраженные через диаметр валков D и начальную высоту полосы H , значения окружной скорости валков v и косинуса угла захвата, в общем случае получим

¹ Речь идет о радиусе калибра, отвечающем отсутствию опережения. Ясно, что этот радиус зависит от скорости движения полосы при выходе из валков v_H , которая при использовании определенного калибра может зависеть еще от многих факторов, например от коэффициента трения, на который влияет, в частности, температура металла. Таким образом, рассматриваемый радиус («катающий») изменяется при каждом изменении температуры прокатываемого металла и др. *Прим. ред.*

$$v = CD;$$

$$\cos \alpha = \frac{D - (H - h)}{D} = \frac{(D + h) - H}{D} = \frac{C_0 - H}{D};$$

$$S_H = 1 - \frac{v_H}{v \cos \alpha} = 1 - \frac{v_H}{C(C_0 - H)}. \quad (4)$$

При прокатке квадрата в овальном калибре, где H — постоянная величина по всей ширине полосы, отставание зависит лишь от скорости заднего конца полосы v_H . Следует ли из этого, что отставание при входе квадратной полосы в овальный калибр одинаково для всех точек по ширине полосы?

Решение этого вопроса осложняется тем, что захват полосы валками происходит не в одной плоскости, а постепенно перемещается от точки K к точке D (рис. 11). Вследствие этого и от-

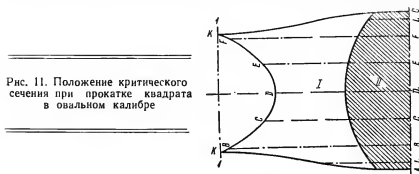


Рис. 11. Положение критического сечения при прокатке квадрата в овальном калибре

ставание в первый момент наблюдается лишь в точках K , остальные же точки полосы — B , C , D и т. д. еще не соприкасаются с валками.

По мере продвижения полосы в зоне деформации отставание происходит во все возрастающей части ширины полосы. Согласно формуле (2) при прокатке квадрата в овальном калибре падение окружной скорости валков вследствие уменьшения диаметра по ширине калибра происходит в той же степени, как и возрастание косинуса угла α . Поэтому горизонтальная скорость валков в точках первоначального соприкосновения полосы с валками $v_{xb} = v_i \cos \alpha_i$ остается одинаковой по всей ширине полосы $C(C_0 - H) = \text{const}$ при $H = \text{const}$ (рис. 12).

Поэтому вопрос, будет ли одинаковым отставание во всех точках кривой соприкосновения KDK (см. рис. 11), решается в зависимости от того, будет ли металл во всех этих точках иметь одну общую скорость входа в валки².

² Иг. М. Павлов, Сталь, 1949, № 3, с. 323—334.

До плоскости $K-K$ и в плоскости $K-K$ все точки полосы движутся в направлении прокатки с общей скоростью v_H . Начиная с момента $I-I$, часть полосы подвергается действию валков и обжимается. Деформируемые частицы металла начинают перемещаться в направлении прокатки со все возрастающей ско-

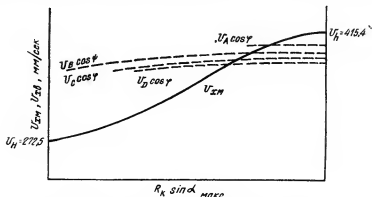


Рис. 12. Изменение горизонтальной скорости металла и валков по длине зоны деформации при прокатке квадрата в овале

ростью. Можно ожидать, что вследствие взаимосвязи частиц полосы и влияния ее жестких концов подвергаются деформации и те части, которые еще не пришли в соприкосновение с валками, т. е. и клин $KBCDEFK$ тоже в какой-то степени деформируется. Если такое предположение правильно, то это означает, что различные точки полосы, соприкасаясь впервые с валками, должны иметь скорость не v_H , а некоторые другие скорости, различные для разных точек. Тогда и отставание в начальных точках соприкосновения валков с металлом окажется различным ($\cos \alpha$ вследствие утяжки высоты полосы также несколько изменится).

Допустимость предположения о возможности деформации металла в клине $KBCDEFK$ подтверждается опытами, проведенными в лаборатории прокатки Московского института стали Н. П. Ганиным и М. Н. Потоскуевым³. Оба исследователя в своих экспериментах обнаружили, что при неравномерной деформации по ширине происходит утяжка по высоте некоторых частей полосы, которые не соприкасаются с валками.

В проведенных нами опытах также было обнаружено подобное явление. Для примера круглый профиль был прокатан в валках с прямой бочкой.

³ Иг. М. Павлов, М. Н. Потоскуев. Труды Московского института стали, 1950, в. 29, с. 189—213, а также ч. V, с. 469—481.

Опыт * подтвердил, что в клине $KBCDEFK$, несмотря на отсутствие соприкосновения металла с валками, деформация металла возрастает по направлению к точке D . Это возрастание деформации вызывает повышение скорости полосы в направлении прокатки.

Последнее положение также подтверждается в наших опытах с недокатами. На верхней и нижней поверхностях большинства квадратных полос перед прокаткой была нанесена координатная сетка; некоторые образцы были размечены на боковых гранях. После прокатки координатная сетка оказалась деформированной. Произошли небольшие изменения в координатной сетке и на той части верхней и нижней поверхностей полос, которая соответствует клину $KBCDEFK$. Расстояние между поперечными рисками несколько возросло. Характерно, что на многих образцах окалина, покрывающая образец, выкрошилась из рисок в клине $KBCDEFK$. Та же картина наблюдается при опытах получения недокатов в результате прокатки образцов, представляющих собой многослойные пакеты с координатной сеткой, нанесенной на каждом слое.

Определить количественные изменения скорости v'_H на основании деформации координатной сетки на недокатах нельзя, так как сама деформация в начальной части дуги захвата, соответствующей клину $KBCDEFK$, невелика, и поэтому установить соотношение между продольной и поперечной деформацией очень трудно.

Оценивая же полученные недокаты с качественной стороны, можно считать, что скорость движения частиц полосы в области клина $KBCDEFK$ возрастает от плоскости $K-K$ по направлению прокатки.

Поскольку скорость движения полосы, при которой она впервые встречается с валками, возрастает от точек K к середине полосы, то, очевидно, можно ожидать, что в этом направлении скольжение будет падать (изменения $\cos \alpha$ вследствие высотной утяжки незначительны). Таким образом, для определения отставания и построения соответствующей диаграммы необходимо знать закон изменения скорости v'_H и высоту входящей полосы H' в каждой данной точке калибра.

Этот вывод относится в полной мере и к прокатке овала в квадратном и круглом калибрах, где самые крайние части входящей полосы встречаются с валками лишь в плоскости выхода металла из валков.

Предположим, что части полосы, не находящиеся в соприкос-

* См. *op. cit.*, с. 132—138.

новении с валками, движутся вдоль очага деформации со скоростью v_H . В этом случае необходимо было бы допустить, что в сечении выхода полосы из валков скорость крайних по ширине элементов полосы мгновенно возрастает с v_H до v_h , так как скорость всех точек сечения при выходе из валков постоянна и равна v_h . Но такое положение явно абсурдно. По нашему мнению, следует считать, что крайние (по ширине) части полосы, находящиеся в зоне деформации и не вступившие в соприкосновение с валками, обладают принудительной скоростью, возрастающей в зеве валков от общей скорости v_H до v_h . Вступая же в соприкосновение с валками, отдельные точки по ширине полосы обладают уже некоторой скоростью $v'_H > v_H$.

Следовательно, вопрос о распределении отставания по ширине полосы должен решаться для каждого варианта прокатки совершенно особо и должен сопровождаться опытной проверкой очертаний контактной поверхности.

Что же касается отставания полосы в плоскости входа в зев валков, то для определения его необходимо находить точки первоначального соприкосновения полосы с валками, соответствующие максимальному углу захвата (с учетом высотной утяжки).

Из изложенного следует, что, как правило, при прокатке в калибрах опережение и отставание — величины, переменные по ширине полосы. Для практических целей представляет интерес знание среднего значения этих величин.

В настоящей работе среднее опережение для каждого случая определялось делением площади диаграммы опережений (см. рис. 10) на ее ширину. Обработка достаточно большого числа опытов показала, что при прокатке в калибрах среднее опережение практически достаточно точно соответствует опережению, определяемому по отношению к скорости валков, отвечающей среднедействующему диаметру калибра (табл. 7). Этот диаметр определялся, как расстояние между осями валков за вычетом средней высоты профиля.

Как следует из результатов опытов, между степенью заполнения калибра и величиной опережения и отставания нет определенной зависимости. При некотором постоянном состоянии поверхности валков увеличение обжатия по высоте ведет к росту заполнения калибра⁴ и опережения. Отставание при этом также возрастает.

⁴ Т. е. к увеличению уширения. *Прим. ред.*

Влияние коэффициента трения

При уменьшении коэффициента трения растет отставание, падает опережение, уменьшается степень заполнения калибра (табл. 7)⁵.

Влияние состояния поверхности валков на опережение, отмечавшееся ранее рядом исследователей, резко сказалось в наших опытах по прокатке квадрата в овальном калибре на шлифованных валках со смазкой. Несмотря на значительный рост вытяжки (1,7—1,75 против 1,48—1,55), среднее опережение резко упало (S_h по табл. 7 равно 7,90%); при прокатке на шлифованных валках со смазкой S_h среднее равно 3,6%. Напротив, среднее скольжение валков по полосе S_{hk} (отставание) возросло с 24,53 до 37,20%.

Само по себе увеличение вытяжки должно вызвать рост опережения. Однако, как показывает опыт, наибольшее значение имеет уменьшение области опережения и критических углов из-за падения трения.

Известно, что опережение создается вследствие избыточных сил трения. Шлифовка и смазка поверхности снижают значение коэффициента трения и тем самым уменьшают запас активных сил трения. По расчетам при прокатке квадрата в овальном калибре угол трения при шлифовке и при смазке был соответственно равен 24 и 17°.

Влияние заднего натяжения

На опережение и отставание в калибрах в сильнейшей степени влияют изменения силовых условий процесса. Приложение заднего натяжения вызывает падение опережения и рост отставания; переднее натяжение ведет к росту опережения и критического угла и уменьшению отставания.

Прокатку с задним натяжением исследовали на двух парах валков: на новых валках с хорошо обработанной поверхностью и на валках с сильно сработанной поверхностью. Опыты показывают, что во втором случае натяжение оказывает значительно меньшее влияние на опережение и отставание. В то время как в первых опытах при натяжении 1,0—1,2 кг/мм² наблюдалось существенное уменьшение опережения и рост отставания, во втором случае при такой же величине натяжения его влияние было почти незаметным. Из опытов следует, что чем хуже поверхность валков и ниже температура прокатки, т. е. чем выше коэффициент

⁵ Все это вполне соответствует закономерностям, наблюдаемым обычно при прокатке прямоугольной полосы в валках с гладкой бочкой (если сопоставлять степень заполнения калибра с уширением). *Прим. ред.*

трения, тем меньше натяжение влияет на опережение и отставание (рис. 13, 14). Подобное явление становится понятным из равновесия горизонтальных сил при прокатке.

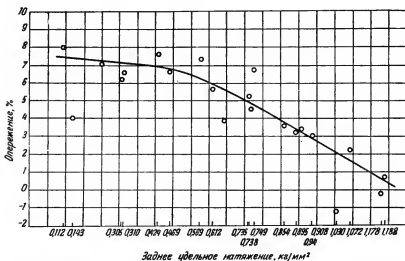


Рис. 13. Зависимость опережения от заднего натяжения при прокатке квадратной заготовки 21×21 мм в овальном калибре на новых валках

При увеличении коэффициента трения резко возрастают горизонтальные составляющие сил трения первой и второй областей зоны деформации и тем самым доля влияния натяжения на равновесие горизонтальных сил прокатки уменьшается.

Из рассмотрения* результатов прокатки с натяжением следует, что при малых удельных натяжениях (переднем или заднем) изменения в условиях работы стана (температура прокатки, состояние окалины и др.) оказывают большее влияние на опережение и отставание, чем натяжение.

Изменений в величине опережения и отставания при одновременном приложении переднего и заднего натяжений обнаружено не было, но вследствие относительного снижения продольного главного напряжения меняется характер заполнения калибра — уширение падает⁶.

* *Op. cit.*, с. 139.

⁶ Вследствие увеличения вытяжки полосы, облегчающейся благодаря понижению подпирющего действия продольного главного напряжения. *Прим. ред.*

Как и при прокатке без натяжения, правило определения опережения по среднедействующему диаметру подтверждается и в случае прокатки с натяжением (с передним и задним) и при одновременном приложении натяжения.

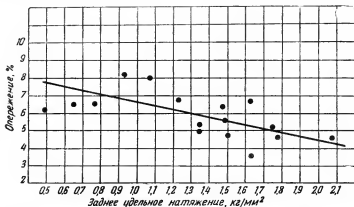


Рис. 14. Зависимость среднего опережения от заднего натяжения при прокатке квадратной заготовки в овальном калибре на старых валках

*Способ расчета опережения и скольжения при прокатке в калибрах **

Полученный опытный материал позволяет решить вопрос о расчетном способе определения опережения и скольжения при прокатке в калибрах.

Непосредственное суммирование горизонтальных сил при прокатке в калибрах осложняется целым рядом обстоятельств. Во-первых, имеются значительные отступления от равномерности давления из-за неравномерной деформации. Далее, сравнительно небольшая ширина полосы и сам процесс деформации в этом случае часто обуславливают значительное развитие уширения, что также должно сказаться на равновесии горизонтальных сил прокатки.

Кроме того, определение проекции контактной поверхности и разделение ее между областями опережения и скольжения значительно затруднено. Но для практических целей в первом грубом приближении это суммирование может быть упрощено. Для этого нужно горизонтальную проекцию контактной поверх-

* Ор. cit., с. 140—145.

ности, соответствующую прокатке в калибрах, заменить равно-великой проекцией более простой формы, соответствующей плоской прокатке при условии, что угол α (постоянный для всех точек по ширине полосы) равен среднему углу захвата α_0 для прокатки в калибрах. В этом случае прокатка в калибре условно приравнивается к прокатке на гладких валках диаметром D_0 , соответствующим среднему углу захвата α_0 , и вместо переменной величины критического угла берется средний критический угол. Условия равновесия рассматриваются как аналогичные имеющимся при плоской прокатке.

Однако разница в условиях деформации при прокатке на гладких валках и в калибрах все же должна сказаться на разности опережения и отставания. Сравнительная прокатка квадрата в овальном калибре и на гладкой бочке диаметром, равным среднедействующему диаметру овального калибра, и аналогичная прокатка овала в квадратном калибре и прямоугольной заготовки на гладких валках подтверждают это положение. При одинаковой высотной деформации вытяжка и опережение оказываются в овальном и квадратном калибрах больше, а уширение и отставание меньше, чем в случае прокатки на плоских валках. Это необходимо учитывать и при определении среднего угла захвата α_0 , и при определении среднего опережения.

Переходя к определению среднего критического угла и среднего опережения и отставания, следует отметить, что данный метод не претендует на большую точность, так как само приравнивание условий прокатки в калибрах к условиям прокатки на гладких валках крайне условно⁷. Вместе с тем он дает приемлемые для практики результаты.

Определяя угол α_0 , исходя из величины среднего обжатия, которое соответствует ширине полосы, получающейся при прокатке в калибрах (т. е. среднедействующему диаметру калибра).

При подсчете опережения по формуле

$$S_h = \frac{B_1}{B_2} \frac{[D(1 - \cos \gamma) + h] \cos \gamma}{h} - 1 \quad (5)$$

коэффициент $\frac{B_1}{B_2}$ можно отбрасывать, и только при сильно раз-

⁷ Переход к средним значениям углов α и γ и др. хотя и значительно упрощает задачу, но никак не может устранить огромной разницы в самих физических условиях процесса прокатки в калибрах и прямоугольной полосы в валках с прямой бочкой. Одинаково неудовлетворительным в этом смысле является и известный метод «соответственной полосы», развитый проф. А. Ф. Головиним. Отмечаемое в тексте большее развитие вытяжки и опережения (с уменьшением отставания) за счет уширения при прокатке в калибрах сравнительно с прокаткой на гладкой бочке вполне понятно в связи с действием наклонных стенок калибра и имеющейся при прокатке в овальном калибре неравномерности деформации металла. *Прим. ред.*

витом уширении надо вносить коррективы в определение критического угла и опережения.

В исследованных нами случаях прокатки квадрата в овале и овала в квадрате коэффициент $\frac{B_1}{B_2}$ обычно колебался от 0,990 до 0,998, доходя иногда до 0,986. Только при большом уширении, которое наблюдалось при сильнейшем переполнении квадратного калибра («усы» составляли 18% от горизонтальной диагонали квадрата), коэффициент $\frac{B_1}{B_2}$ снижался до 0,96.

Непостоянство условий трения при прокатке дает не меньшие колебания опережения.

Таким образом, подсчет опережения и отставания при прокатке в калибрах можно производить следующим образом.

Зная угол трения β и средний угол захвата α_0 , можно определить средний критический угол γ_0 по формуле¹

$$\gamma_0 = \frac{\alpha_0}{2} \left(1 - \frac{\alpha_0}{2\beta} \right). \quad (6)$$

Средний угол захвата определяют из выражения

$$\cos \alpha_0 = \frac{D_0 - (H_0 - h_0)}{D_0}, \quad (7)$$

где H_0 , h_0 — средняя высота входящего и выходящего профиля; D_0 — среднедействующий диаметр калибра.

Среднее опережение рассчитывают по формуле

$$S_h = \frac{\cos \gamma_0 [D(1 - \cos \gamma_0) + h_0]}{h_0} - 1. \quad (8)$$

Переходя к вопросу об определении отставания, следует заметить, что в большинстве случаев приходится находить скорость полосы при входе в зев валков v_H . Зная скорость при выходе v_h , нетрудно определить и v_H , пользуясь соотношением

$$v_H = \frac{v_h}{\mu}. \quad (9)$$

Что касается собственно отставания, то для упрощения можно ввести понятие среднего отставания, сравнивая скорость заднего конца полосы с горизонтальной скоростью валка, соответствующей среднедействующему диаметру калибра.

¹Учитывая действительное положение равнодействующей под углом $\varphi = \frac{\alpha}{n}$, следует пользоваться более точной формулой Иг. М. Павлова: $\gamma_0 =$

$= \frac{\alpha_0}{2} \left(1 - \frac{\alpha_0}{n\beta} \right)$. Прим. ред.

Однако значительно проще определять среднее отставание S_H^* , исходя из среднего опережения S_h^* , по формуле

$$S_H^* = 1 - \frac{1 + S_h^*}{\mu \cos \alpha_0}. \quad (10)$$

Указанный способ расчета был проверен нами при прокатке в овальном и квадратном калибрах.

Описанный расчетный способ определения опережения и отставания требует знания коэффициента трения. В наших опытах угол трения определялся методом максимального угла захвата на гладкой бочке и был равен в случае шероховатых валков 22° .

Данные подсчетов среднего опережения в овальном калибре в сопоставлении с опытными приведены на рис. 15.

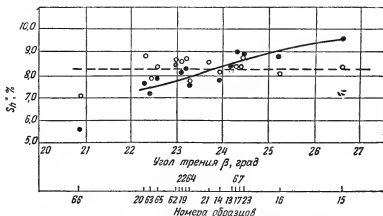


Рис. 15. Среднее опережение (опытное и расчетное) при прокатке квадрата в овальном калибре:

● — опытные данные; ○ — расчетные данные для $\beta = 22^\circ$

По оси абсцисс отложены номера образцов, расположенные в порядке возрастания угла трения β , определенного для каждого образца на основании опытных данных по опережению, а по оси ординат — среднее опережение. Сплошная кривая (опытная) отражает возрастание опережения S_h^* с ростом угла трения. В то же время для каждого образца нанесены значения среднего опережения S_h^* , подсчитанные для угла трения в 22° . Как показывает диаграмма, опытные значения среднего опережения располагаются поблизости от пунктирной линии, соответствующей данным расчета, чем подтверждается возможность подсчитывать среднее опережение и отставание указанным выше способом.

Хотя у большей части исследованных нами недокатов отношение ширины B_{10} (соответствующей среднему критическому углу

γ_0) к конечной ширине B_2 составляло 0,986—0,99, однако, как меняется данный коэффициент в связи с изменениями факторов прокатки, установлено не было.

Определение $\frac{B_1}{B_2}$ тесно связано с вопросом о развитии уширения на протяжении зоны деформации в различных случаях прокатки и должно быть предметом дальнейшего исследования.

7. ПОДСЧЕТ ОПЕРЕЖЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ *

Формула для подсчета опережения

Если допустить, что: 1) коэффициент трения металла о валки $f = \text{const}$, 2) металл при прокатке подвергается равномерному сжатию и 3) валок, упруго деформируясь, соприкасается с металлом по дуге круга радиусом R' , то удельное давление металла на валки составит¹

$$p^+ = k \left(\frac{h_\varphi}{h} - \frac{\sigma_n}{k} \right) \exp [f \cdot \delta(\varphi)]; \quad (1)$$

$$\bar{p} = k \left(\frac{h_\varphi}{H} - \frac{\sigma_3}{k} \right) \exp [f [\delta(\alpha) - \delta(\varphi)]], \quad (2)$$

где σ_n и σ_3 — переднее и заднее натяжения, кг/мм²;
 k — предел текучести при равномерном сжатии;

$$\delta(\varphi) = 2 \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h}} \varphi.$$

Эти уравнения хорошо согласуются с теорией прокатки Оровэна², когда $\frac{h}{R'}$ мало.

При $\varphi = \gamma$ уравнения (1) и (2) равны и тогда

$$\left[\frac{\frac{h_\gamma}{h} - \frac{\sigma_n}{k_\gamma}}{\frac{h_\gamma}{H} - \frac{\sigma_3}{k_\gamma}} \right] \exp [2f \cdot \delta(\gamma)] = \exp [f \cdot \delta(\alpha_0)]. \quad (3)$$

* R. B. Sims, The Forward Slip in Cold Strip Rolling, Sheet Metal Industries, 1952, v. 29, № 306, p. 869—877. Реф. Я. Галлая.

¹ D. R. Bland, H. Ford, Proceedings, Journal of Mechanical Engineers, 1948, v. 159, p. 145, см. также ч. VI, стр. 101.

² E. Orowan Proceedings, Journal of Mechanical Engineers, 1943, v. 150 p. 140—167, а также ч. IV, с. 371—395.

Когда отсутствуют переднее (τ_n) и заднее (τ_3) натяжения, то уравнение (3) принимает следующий вид:

$$\frac{H}{h} \exp [2f \delta (\tau_0)] = \exp [f \delta (\alpha_0)]. \quad (4)$$

Влияние упругого сжатия вала учитывается формулой Хичкока³

$$R' = R \left(1 + \frac{c \cdot P}{H - h} \right).$$

Уменьшение R' , вызванное ростом прилагаемого к ленте натяжения при постоянном обжатии, редко превышает 10%, поэтому угол захвата α изменяется на $\pm 3^\circ$; следовательно, можно принять, что он не зависит от натяжения, т. е. $\alpha = \alpha_0$.

Сопоставив уравнения (3) и (4), раскрыв $\delta(\gamma)$ и $\delta(\gamma_0)$ и подставив $S_h = \frac{R'}{h} \varphi^2$ ⁴, получим

$$\frac{1}{4a} \ln \left[\frac{\frac{h_\gamma}{h} - \frac{\sigma_n}{k_\gamma}}{\frac{h_\gamma}{h} - \frac{\sigma_3 H}{h k_\gamma}} \right] = \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{S_0} - \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{S_h}, \quad (5)$$

где
$$a = f \sqrt{\frac{R'}{h}}.$$

Но так как практически $\sqrt{S_0 \cdot S_h}$ мало, то

$$\sqrt{S_h} \approx \sqrt{S_0} + \operatorname{tg} \left\{ \frac{1}{4a} \ln \left[\frac{\frac{h_\gamma}{h} - \frac{\sigma_3 H}{h k_\gamma}}{\frac{h_\gamma}{h} - \frac{\sigma_n}{k_\gamma}} \right] \right\}. \quad (6)$$

Для случая прокатки без натяжения опережение может быть подсчитано раскрытием уравнения (4), а именно:

$$\operatorname{tg}^{-1} \sqrt{S_0} = \frac{1}{2} \left[\operatorname{tg} \sqrt{\frac{H-h}{H}} - \frac{1}{2a} \ln \frac{H}{h} \right]. \quad (7)$$

³ J. H. Hitchcock, Roll Neck Bearings, 1935.

⁴ Эта формула Фийка — Дрездена, см. ч. I, стр. 276, Прим. сост.

Подсчет по этим формулам дает приблизительные данные, так как положенные в основу выводов формулы (1) и (2) предназначены для подсчета сил и моментов, которые количественно относительно нечувствительны к изменению положения нейтрального сечения⁵.

Экспериментальные исследования

Опыты по определению опережения производились на двух-валковом холоднопрокатном ленточном стане с диаметром валков $D = 250$ мм и длиной бочки $L = 250$ мм при скорости $v = 0,2$ м/сек. В процессе прокатки валки обильно смазывались 10%-ной масляной эмульсией.

Прокатывали сталь с 0,08% С; 0,01% Si; 0,35% Mn; 0,03% Р после светлого отжига и медь с 99,8% Cu. Стальная лента имела размеры $1,6 \pm 0,025 \times 89 \pm 0,05$ мм, а медная $1,52 \pm 0,025 \times 76 \pm 0,05$ мм. Часть ленты была прокатана в отожженном состоянии, а другая в наклепанном, для чего предварительно в первом проходе ей было дано обжатие 40%.

Исходную толщину измеряли микрометром в пяти точках по длине. Для измерения конечной толщины на ленте через каждые 6 м наносили по две риски на расстоянии $l = 250$ мм одна от другой. После прокатки измеряли l и, учитывая уширение из уравнения постоянства объема, подсчитывали толщину h . Напряжение ленты определяли при помощи приборов с проволоочными датчиками⁶.

Пределы текучести при сжатии k были заимствованы из опытов Форда⁷ и составляли следующие величины, кг/мм²:

Материал	Обжатие, %							
	0	10	20	30	40	50	60	70
Отожженная сталь . . .	18	46,5	57,5	64	68,5	72	74,5	76
„ медь . . .	10	26,5	34,3	36,8	38,6	40,5	41,3	42

Для определения опережения на верхнем валке параллельно оси была начерчена тонкая линия, которая давала отпечаток на ленте, а так как он не был размыт в направлении про-

⁵ Это справедливое замечание автора по существу относится к определению критического угла γ , исходя из которого автор находит опережение, пользуясь уравнением Финка в его упрощенном виде. *Прим. ред.*

⁶ J. Rankine, W. H. Bailey, F. P. Stanton, Journal of Iron and Steel Inst., 1948, v. 160, p. 381.

⁷ H. Ford, Proceedings, Journal of Mechanical Engineers, 1948, v. 159, p. 121.

катки, то можно было полагать, что он получался в плоскости выхода. Поэтому опережение

$$S_h = \frac{v_h - v}{v} = \frac{l_h}{2\pi R} - 1,$$

где l_h — расстояние между двумя отпечатками линий.

Результаты опытов при натяжении

Опережение, подсчитанное по уравнениям (6) и (7), качественно совпадает с экспериментальными данными, но количественное сопоставление невозможно, так как точно неизвестна величина коэффициента трения f . Однако, так как при проектировании привода прокатных станов важно знать изменение величины опережения при увеличении или уменьшении натяжения, экспериментальные данные и были изучены с этой точки зрения.

Изменение опережения $\Delta S_h = S_h - S_0$. Если в уравнении (6) положить, что $\frac{h_1}{h} \approx 1$, а величины в числителе и знаменателе этого уравнения малы, то с достаточной степенью точности можно написать

$$\sqrt{S_h} - \sqrt{S_0} \approx \operatorname{tg} \frac{1}{4\alpha k_1} \left(\sigma_n - \frac{\sigma_n H}{h} \right). \quad (8)$$

Уравнение (8) указывает, что ΔS_h зависит от некоторой величины

$$n = \frac{1}{k_2} \left(\sigma_n - \frac{\sigma_n H}{h} \right). \quad (9)^8$$

На основании опытных данных эта зависимость для стальной ленты представлена на рис. 16. Совершенно аналогичная кривая получена для медной ленты.

Несколько опытных данных не укладывается на кривую рис. 16. Они все относятся к отоженной ленте, когда прокатка производилась с большим (60%) обжатием и сильным задним натяжением, близким к пределу текучести металла. В этом случае условия прокатки являются нестабильными и величина опережения сильно колеблется. Такие отклонения получились лишь в нескольких опытах (7%), когда условия прокатки значительно отличались от производственных.

⁸ Принято, что $k_2 \approx k_1$.

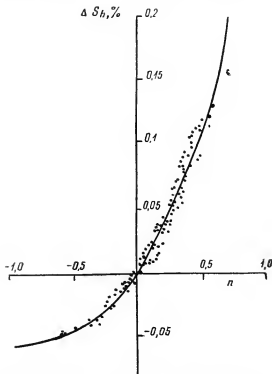


Рис. 16. Зависимость изменения опережения от величины $n = \frac{1}{k_2} \left(\sigma_n - \frac{\sigma_s H}{h} \right)$

Результаты опытов без натяжения

Результаты измерения опережения при прокатке стальной ленты приведены на рис. 17. Кривые для различных значений

$a = f \sqrt{\frac{R'}{H}}$ построены на основании подсчетов, произведенных по формуле (7). Несмотря на тщательность опытов — толщину ленты измеряли достаточно точно, предел текучести определяли перед прокаткой для каждого рулона, состояние поверхности валков поддерживали постоянным, температура ленты колебалась в пределах $\pm 1^\circ$ — разброс точек для отожженной стали и меди был очень велик, а для предварительно наклепанного металла — незначителен. Колебания в величине опережения получались не только на разных рулонах, но и в пределах одного и того же рулона. Анализ этих колебаний показал, что они вы-

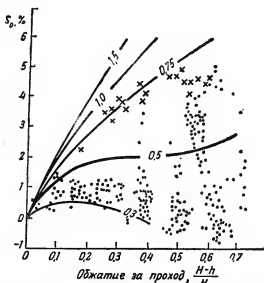


Рис. 17. опережение при прокатке стали без натяжения. Кривые подсчитаны по уравнению (7):
 × — наклепанная; ● — отожженная

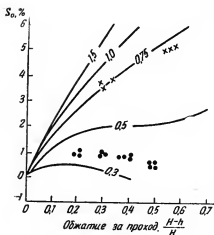


Рис. 18. опережение при прокатке стали без натяжения. Кривые подсчитаны по уравнению (7):
 × — наклепанная; ● — отожженная

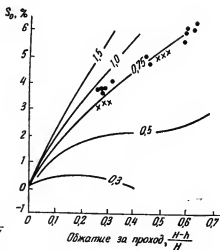


Рис. 19. опережение при прокатке меди без натяжения. Кривые подсчитаны по уравнению (7):
 × — наклепанная; ● — отожженная

званы изменениями обжатия за проход, достигающими 4%, в то время как исходная толщина ленты колебалась всего на 0,03 мм при $H = 1,5$ мм. Так как установка валков и скорость прокатки были постоянными, то остается предположить, что изменения величины опережения вызваны колебаниями коэффициента трения по дуге контакта.

На рис. 18 и 19 приведены значения опережения при отсутствии натяжения, которые были использованы при подсчете ΔS из опытов прокатки с натяжением. Разброс этих величин значительно меньше. Для отожженной и наклепанной меди опытное значение S_0 близко к расчетному, подсчитанному при $f \sqrt{\frac{R'}{H}} = 0,75$ (рис. 19); экспериментальное и расчетное значения S_0 совпадают, если принять для отожженной стали $f \sqrt{\frac{R'}{H}} = 0,38$ (см. рис. 18), а для наклепанной — 0,72.

8. ОПЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ С ОДНИМ ХОЛОСТЫМ ВАЛКОМ *

Методика опытов

Холодная прокатка производилась на стане дуо с валками диаметром $D = 199$ мм при $v = 0,115$ м/сек. Прокатывали стальную ленту (0,035% С) размером $2 \times 50 \times 2000$ мм, предварительно протравленную в слабой серной кислоте, а затем нейтрализованную в известковом растворе. В первой серии опытов валки и лента были протерты известковой пылью, а во второй — обильно смазаны машинным маслом. Каждую ленту прокатывали в два приема: сначала всю целиком между двумя приводными валками, а затем половину еще раз между теми же валками, а другую половину — с верхним холостым валком.

Горячую прокатку производили на стане дуо с валками диаметром $D = 179,5$ мм при $v = 0,103$ м/сек. Прокатывали образцы размерами $H = 20$ мм, $B = 50$ мм, $L = 200$ мм, нагретые в электрической печи до 1120° . Температура прокатки составляла 1100° . Первую серию образцов нагревали при свободном доступе воздуха, поэтому они были покрыты толстым слоем окалины, вторую — в защитной атмосфере. При одной и той же установке нажимных винтов одну половину образца прокатывали в приводных валках, другую — с нижним холостым валком, так как при прокатке с верхним холостым валком металл сильно загибалось вверх.

* W. Lueg, K. H. Treptow, Untersuchungen über das Kalt- und Warmwalzen mit Schleppwalze und die Bestimmung des Walzenschlupfes aus der Vozeilung, Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, № 7, S. 391—401. Реф. Я. Галлая.

Опережение определяли при помощи отпечатков, получавшихся от меток, нанесенных на оба валка. При горячей прокатке вводили поправку на тепловое расширение прокатываемого металла, которая была определена экспериментально на dilatометре $\beta = 12,9 \cdot 10^{-6} (1100 - 20) = 13,94 \cdot 10^{-3}$.

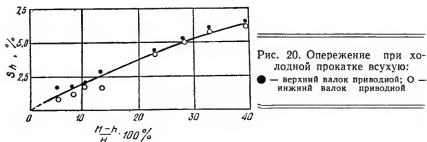
Для измерения пробуксовки холостого валка относительно приводного на свободных шейках валков были насажены латунные диски. Пружинный контакт прижимался к периферийной части диска, на которой через каждые 90° были нанесены полосы изоляционного лака, прерывавшие ток, что отмечалось записывающим устройством. В случае проскальзывания одного валка относительно другого величина пробуксовки определялась так:

$$\delta = \frac{a - b}{b} \cdot 100\%, \quad (1)$$

где a и b — расстояния между двумя перерывами тока соответственно у валка, вращающегося с меньшей скоростью, и у валка, вращающегося с большей скоростью.

Результаты опытов

При прокатке с двумя приводными валками равного диаметра величина опережения на верхней стороне полосы получалась такой же, как и на нижней (рис. 20—22).



При прокатке с одним холостым валком опережение с его стороны получается больше, чем со стороны приводного валка (рис. 23—25), что подтверждает мнение, высказанное на этот счет Зибелем¹.

¹ E. Siebel, Arch. Eisenhüttenw., 1941—1942, В. 15, S. 125—128.

Увеличение опережения со стороны холостого вала по сравнению с опережением при двух приводных валах можно объяснить пробуксовкой холостого вала. По этой же причине опере-

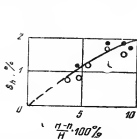


Рис. 21. Опережение при холодной прокатке со смазкой:

● — верхний валок приводной; ○ — нижний валок приводной

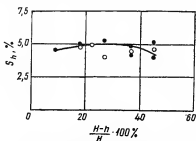


Рис. 22. Опережение при горячей прокатке:

● — верхний валок приводной; ○ — нижний валок приводной

жение на стороне приводного вала уменьшается по сравнению с обычной прокаткой. Поэтому можно предположить, что сумма этих двух отклонений равна величине пробуксовки, т. е. разность между опережением у холостого вала и у приводного дает величину пробуксовки холостого вала по отношению к приводному.

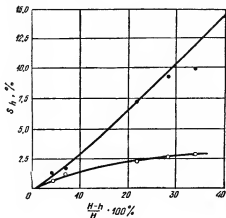


Рис. 23. Опережение при холодной прокатке всухую:

● — верхний валок холостой; ○ — нижний валок приводной

Для проверки этого положения полоса (0,04% С) $H = 2$ мм, $B = 30$ мм была прокатана всухую, причем одновременно с опережением измеряли пробуксовку при помощи описанного при-

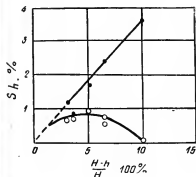
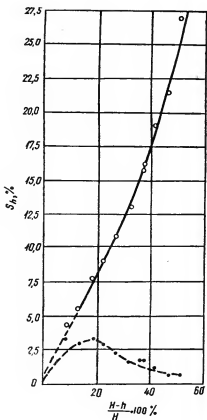


Рис. 24. Опережение при холодной прокатке со смазкой:

● — верхний валок холостой; ○ — нижний валок приводной

Рис. 25. Опережение при горячей прокатке:

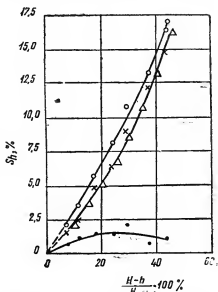
● — верхний валок приводной; ○ — нижний валок холостой



способления. Результаты опытов (рис. 26) подтверждают высказанное выше положение. Поэтому пробуксовка холостого вала,

Рис. 26. Холодная прокатка всухую; сравнение величины пробуксовки:

x — измеренной непосредственно; Δ — подсчитанной из опережения; \bullet — верхний валок приводной; \circ — нижний валок холостой



относительно приводного или пробуксовка приводных валков, разного диаметра может быть легко определена из разности опережений на верхней и нижней сторонах полосы.

Подсчет пробуксовки по формуле Зибеля

Исходя из равновесия сил в щели валков и учитывая трение в шейках, Зибель вывел следующую формулу для подсчета пробуксовки холостого вала относительно приводного:

$$\delta = \frac{1}{4} \frac{H-h}{H} \left[\left(1 + \frac{f_w r_w}{f R} \right)^2 - \left(1 - \frac{f_w r_w}{f R} - \frac{1}{f} \sqrt{\frac{H-h}{R}} \right)^2 \right], \quad (2)$$

где r_w — радиус шейки вала;

f_w — коэффициент трения в подшипниках вала.

На рис. 27 приведены расчетные кривые пробуксовки при $f = 0,05; 0,075; 0,1$ и $0,125$ и $f_w = 0,01$ (роликовые подшипники), а также опытные кривые. Опытная кривая при прокатке без смаз-

ки пересекает расчетные кривые с различными f , переходя от больших величин к меньшим. Это указывает на то, что при малых обжатиях трение о валки сильнее, чем при больших².

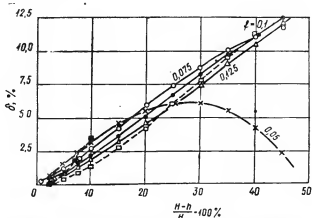


Рис. 27. Подсчет пробуксовки по уравнению Зибеля в случае холодной прокатки; $f_{\text{ш}} = 0,01$:

— прокатка со смазкой; — — — — прокатка всухую

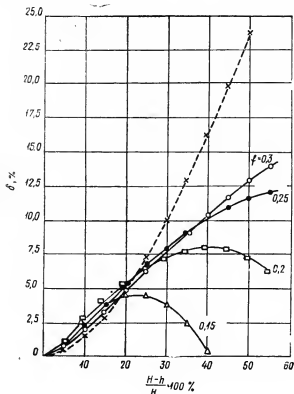
Аналогичное сопоставление опытных и расчетных данных пробуксовки сделано для горячей прокатки (рис. 28). При обжатии больше 20% расчетные величины все больше отклоняются от опытных. Следовательно, формула Зибеля для подсчета пробуксовки не пригодна при горячей прокатке и может в первом приближении применяться для холодной прокатки при условии правильного выбора коэффициента трения, что в большинстве случаев затруднительно. Поэтому рекомендуется величину пробуксовки определять из опережения³.

² При внимательном рассмотрении хода пунктирной кривой этого не наблюдается. По мере увеличения обжатия эта кривая последовательно пересекает кривые с $f = 0,125, 0,05, 0,10, 0,075$. *Прим. сост.*

³ Уместно отметить, что сопоставление опережения при прокатке в двух приводных валках (а) и при прокатке с одним приводным (б) и вторым холостым (в) валком впервые было сделано Иг. М. Павловым (Теория прокатки, КУБУЧ, 1934 г., изд. 2. ОНТИ, 1938, стр. 336), причем была дана опытная диаграмма зависимости опережения от конечной толщины полосы h . В этой диаграмме кривая для случая а занимала среднее положение между нижней кривой для случая б и верхней кривой для случая в. Результаты исследования Люзга и Третьякова вполне подтверждают более раннюю диаграмму Иг. М. Павлова. *Прим. ред.*

Рис. 28. Подсчет пробуксовки по формуле Зибеля в случае горячей прокатки; $f_{ш} = 0,01$:

--- подсчитана из опережения



9. ОПЕРЕЖЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ ТОЛСТЫХ ПОЛОС*

Состояние вопроса

Наиболее распространены формулы опережения, основанные на допущении о том, что скорость перемещения прокатываемого металла в любом поперечном сечении очага деформации одинакова по высоте («закон постоянства скоростей» по Иг. М. Павлову)¹.

Формула Финка:

$$S_h = \frac{[h + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma}{h} - 1; \quad (1)$$

* М. И. Бояршинов, В. В. Мельцер. Опережение при прокатке толстых полос. Сб. «Обработка металлов давлением», в. 4, Металлургиздат, 1956, с. 71.

¹ Иг. М. Павлов. Теория прокатки и основы пластической деформации. ГОНТИ, 1938.

формула Головина — Дрездена:

$$S_h = \tau^2 \frac{R}{h}, \quad (2)$$

являющаяся упрощенной формулой Финка.

Угол критического сечения, как известно, определяется по формуле Иг. М. Павлова¹

$$\tau = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right), \quad (3)$$

полученной из рассмотрения равновесия сил прокатки.

Приведенные* выше формулы подвергались экспериментальной проверке главным образом применительно к прокатке тонких полос ($\frac{h}{D} \leq 0,1$).

На рис. 29 представлены** данные опытов прокатки свинца

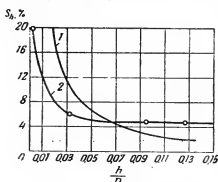


Рис. 29. Зависимость опережения от отношения $\frac{h}{D}$ по данным опытов Блехмана:
1 — расчетная кривая; 2 — опытная кривая

в стальных валках, выполненных еще в 1915 г. студентом Блехманом под руководством В. Е. Грум-Гржимайло².

В этих опытах отношение $\frac{h}{D}$ достигало 0,135.

Помимо опытной, приведенная и расчетная кривая по формуле (1) при значении $f = 0,4$; кривые пересекаются, причем при малых отношениях $\frac{h}{D}$ опытное опережение меньше, а при больших — больше расчетного.

Таким образом***, данные опытов Блехмана, (а

также результаты некоторых других опытов прокатки с отношением $\frac{h}{D} > 0,05 \div 0,10$) вызывают сомнение в применимости к прокатке толстых полос приведенных выше формул опережения и опирающегося на эти формулы метода определения коэффици-

* Оп. cit., 71.

** Оп. cit., 74.

² А. Ф. Головин, ЖРМО, 1925, № 1, с. 114; см. также ч. I, с. 297.

*** Оп. cit., 75—76.

ента трения. Для выяснения этих вопросов было проведено экспериментальное исследование опережения при прокатке толстых полос в лаборатории обработки металлов давлением Магнитогорского горно-металлургического института.

Установление зависимости опережения от отношения $\frac{h}{D}$

Опыты были проведены на свинцовых образцах с исходными размерами: длина 400 мм, толщина 30—70 мм и ширина 50—60 мм. Прокатка велась на стальных валках диаметром 60 и 80 мм. Диапазон изменения отношений $\frac{h}{D}$ составил 0,10—1,14.

Скорость прокатки 15—20 мм/сек.

Опережение определяли по способу отпечатков (метод кернов) и для контроля по способу, разработанному доц. Г. Э. Аркулисом (одновременная запись пути обоих концов полосы и точки поверхности валка). Анализ возможных ошибок показал, что точность замеров по способу отпечатков составляла 0,20—0,25% от окружной скорости валков.

Прокатку производили с последовательными обжатиями образцов при одинаковом для каждой серии опытов значении угла захвата. Величина этого угла изменялась от 8°40' до 21°10'.

Данные части опытов прокатки с углами захвата $\alpha \approx 17^\circ 20'$ приведены на рис. 30. На том же рисунке показана область расчетных величин опережения, подсчитанных по формулам (1) и (3) для значений коэффициента трения в пределах от 0,2 до бесконечности.

Из рис. 30 следует *, что:

- 1) фактическое опережение превышает расчетные его значения тем в большей степени, чем больше отношение $\frac{h}{D}$;
- 2) при прокатке с отношением $\frac{h}{D} > 1$, когда расчетное опережение отрицательно, истинное опережение положительно.

Для проверки применимости полученных выводов к горячей прокатке стали были проведены контрольные замеры опережения при прокатке на обжимных станах³ с отношениями 0,4 ÷ 1,7. Замеры показали, что в геометрически подобных случаях величина опережения при прокатке свинца на лабораторном стане, и при горячей прокатке стали в заводских условиях была примерно одинакова.

* Op. cit., 78—79.

³ С. участием инженеров С. В. Мерекина, М. И. Игонькина и Б. М. Цирлина

*Механизм опережения при прокатке высокой полосы **

Алюминиевый образец размерами $H = 230$ мм, $B = 22$ мм и $L = 300$ мм с точной координатной сеткой на боковой грани был прокатан с остановкой в валках лабораторного стана с диаметром валков $D = 230$ мм (валки стальные, грубо обточенные).

Участок деформированной сетки, примыкавшей к валку при остановке (рис. 31), был промерен на инструментальном микроскопе.

Как видно из рис. 31, средняя часть образца высотой 150—160 мм пластически не деформировалась. Вследствие этого образец не удлинился, а весь обжатый металл пошел в уширение верхних слоев с бочкообразованием и с переходом с боковых поверхностей на контактные. Уширение происходило еще перед входом металла в валки ⁴.

Учитывая шероховатость валков, отсутствие удлинения и состояние поверхности образца после прокатки (отсутствие каких-либо следов обновления поверхности), можно считать, что скольжение металла по поверхности валков в продольном направлении отсутствует или мало. Следовательно, скорость движения приконтактных слоев образца можно приравнять к скорости валков ⁵.

* *Op. cit.*, 79—82.

⁴ Этот очень важный результат указывает на особые условия деформации металла при большом отношении h к D ($\frac{h}{D} > 1$), отчетливо выявляемые и в исследованиях других авторов: деформация носит поверхностный характер, причем благодаря отсутствию вытяжки полосы в целом весь обжимаемый металл устремляется лишь в поперечном направлении (уширение). Поскольку этот результат формулируется авторами вполне определенно, было бы естественно увязывать с ним и весь дальнейший анализ. К сожалению, отсутствие такой связи лишает этот анализ необходимой ясности. *Прим. ред.*

⁵ Если вытяжки металла не происходит, то полоса в целом проходит через зев валков без каких-либо изменений в продольном направлении с постоянной продольной скоростью по длине зева валков (горизонтальная прямая на диаграмме скоростей). Однако горизонтальная скорость валков от входа к выходу возрастает в следующей зависимости: $v_x = v \cos \varphi$ (восстающая кривая на диаграмме скоростей). Таким образом, считать, что продольные скорости валков и металла совпадают, т. е. что скольжение между ними отсутствует, никак нельзя. Решая вопрос о скольжении в наиболее обобщенной форме, следует сопоставлять указанные скорости, причем выводы зависят от взаимного расположения прямой скорости металла и кривой скорости валков. При этом, поскольку $\mu = 1 < \frac{1}{\cos \alpha}$, во входной части зева валков будет иметься более или менее развитое опережение в зависимости от условий равновесия сил прокатки в рассматриваемом случае. *Прим. ред.*

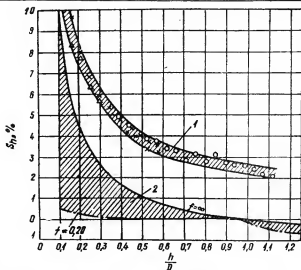


Рис. 30. Зависимость опережения от отношения $\frac{h}{D}$
 $\alpha = 17^\circ 20'$, $\Delta h = 3,6$ мм; \times — $D = 80$ мм; \circ —
 — $D = 60$ мм;

1 — область опытных величин; 2 — область теоретических величин

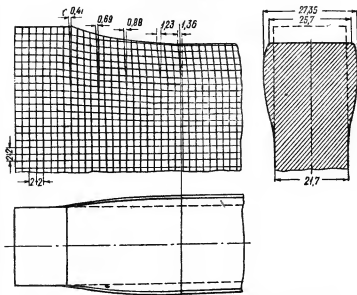


Рис. 31. К исследованию деформации высокой полосы методом координатной сетки

Приняв⁶ ряд точек пересечения продольной риски координатной сетки с поперечными рисками за положения одной и той же точки, последовательно занимаемые ею через равные промежутки времени при установившемся процессе прокатки, можно условно считать, что расстояния между соседними точками представляют в некотором масштабе средние скорости движения точки на этих участках. Искривление первоначально прямых вертикальных рисок (рис. 31) объясняется на этом основании неравенством горизонтальных скоростей по высоте сечения. Оно показывает, что средние слои образца двигались с большей скоростью, чем верхние. Поскольку образец удлинения не получил, увеличение кривизны вертикальных рисок по длине зева валков нельзя объяснить геометрическими изменениями⁷.

На рис. 32 схематически представлено распределение горизонтальных скоростей металла в очаге деформации. Скорости переднего и заднего жестких концов и средних по высоте слоев

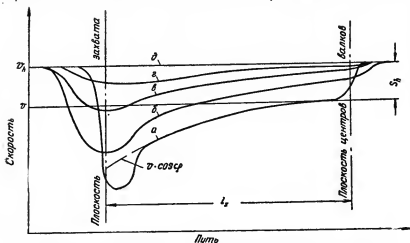


Рис. 32. Кривые распределения горизонтальной скорости металла по длине и высоте очага деформации

⁶ Н. П. Спирidonов, Труды Днепропетровского металлургического института Металлургиздат, 1948, в. 12, с. 52, а также ч. V, с. 189.

⁷ Все рассуждения авторов, к сожалению, относятся не к скоростям абсолютного движения металла в зеве валков, а только к скоростям деформации металла (искажения координатной сетки), т. е. к относительно движению, причем само переносное движение валков из поля зрения авторов выпадает. При введении соответствующей поправки неравномерность движения (абсолютного) металла оказывается во много раз меньше наблюдаемой по искажениям координатной сетки. Подробнее см. в работах Иг. М. Павлова «Основные положения современной теории прокатки» (Труды НТО ЧМ, Металлургиздат, 1956, т. X, с. 27—35) и И. Я. Тарновского «Формонизменение при пластической обработке металлов» (Металлургиздат, 1954). *Прим. ред.*

металла в зеве валков равны между собой и превышают скорость верхних слоев металла, а следовательно, и окружную скорость (рис. 32, кривая *д*).

Скорость верхнего слоя (кривая *а*) при входе в валки резко снижается (за счет продольного сжатия), на большей части дуги захвата она равна горизонтальной проекции окружной скорости валков, а вблизи линии центров валков вновь достигает первоначальной величины (за счет продольного растяжения).

Кривые *б*, *в* и *г* показывают изменение скорости слоев, отстоявших от верха образца на 4, 8 и 12 мм.

Вследствие небольшой ширины полосы можно полагать, что деформация внутренних слоев металла мало отличается от деформации боковой поверхности образца.

Из рис. 32 следует, что в любом поперечном сечении очага деформации имеет место неравномерное распределение горизонтальных скоростей прокатываемого металла по высоте — превышение средней скорости над скоростью верхних слоев.

Неравномерность скоростей при прокатке толстых полос явствует также из самого факта наличия опережения в этих случаях прокатки.

Т. М. Голубев⁸ экспериментально* обнаружил два вида неравномерности распределения горизонтальной скорости по высоте — отставание средних слоев от верхних при относительных обжатиях 10% и больше и, наоборот, опережение верхних слоев средними при обжатиях ниже 10%.

По А. Ф. Головину⁹ опережение при прокатке можно представить как сумму двух составляющих:

а) опережения, вызванного вытяжкой полосы в передней зоне очага деформации вследствие сжатия металла валками («реакция валков» по Головину);

б) опережения, вызванного превышением скорости средних слоев полосы в очаге деформации над скоростью верхних ее слоев («непосредственное действие валков» по Головину).

Приведенные данные подтверждают справедливость этого положения для широкого диапазона отношений $\frac{h}{D}$. При прокатке очень толстых полос неравномерное распределение скоростей по высоте является основной или даже единственной причиной опережения. Следовательно, в этих случаях прокатки по величине опережения можно судить о степени неравномерности распределения скоростей прокатываемого металла по высоте.

⁸ Сталь, 1952, № 2, с. 138—141, а также ч. V, с. 265—271.

* *Op. cit.*, с. 83.

⁹ А. Ф. Головин, Прокатка, ч. II, Металлургиздат, 1934, с. 34—70.

Формула опережения Б. П. Бахтинова*

Б. П. Бахтинов обратил внимание на несоответствие опытных и расчетных данных при определении величины опережения толстых полос по формуле (1) и предложил новую формулу опережения¹⁰.

На рис. 33 графически представлены результаты расчетов опережения по формуле Бахтинова применительно к нашим

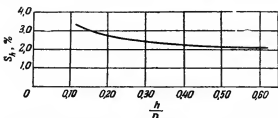


Рис. 33. Зависимость опережения от отношения $\frac{h}{D}$ и от обжатия по формуле Бахтинова. $D = 80$ мм, $\alpha = 17^{\circ}20'$; $\Delta h = 3,6$ мм

опытам. При расчетах принято определенное опытами максимальное значение коэффициента трения $f = 0,30$. Из сравнения расчетных данных с опытными (см. рис. 30) видно, что в исследованном диапазоне отношений $\frac{h}{D}$ и углов захвата формула

Бахтинова дает качественно правильные, но заниженные данные. С уменьшением отношения $\frac{h}{D}$ и с увеличением угла захвата разница между опытными и расчетными значениями опережения растет, достигая трехкратной.

Выводы

1. При прокатке толстых полос ($\frac{h}{D} > 0,10 - 0,15$) основным источником опережения является неравномерное распределение горизонтальных скоростей металла по высоте очага деформации (превышение скорости средних слоев над скоростью верхних слоев металла).

* *Op. cit.*, с. 84—85.

¹⁰ *Сталь*, 1946, № 4—5, с. 281—283, а также ч. VI, с. 8, уравнение (6).

2. Вследствие этого при прокатке толстых полос:

а) не применимы формулы опережения, основанные на допущении равенства горизонтальных скоростей металла по высоте сечения очага деформации;

б) не применим основанный на этих формулах метод определения коэффициента трения по опережению ¹¹.

¹¹ Как следует из примечаний, приведенных выше, при наличии очень интересных опытных материалов авторы не пришли к достаточно ясным выводам, поскольку строили свой анализ, исходя не из общей картины движения полосы в целом, а из «микро»-картины искажений координатной сетки, отражающейся на общей картине, как это установлено в настоящее время, весьма слабо. *Прим. ред.*

ГЛАВА V

ДАВЛЕНИЕ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ

1. НОМОГРАММА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ *

Экспериментальное определение давления на валки и одновременно величины крутящего момента при холодной прокатке рулонной широкой ленты позволило авторам составить номограмму (рис. 34) для полосы мягкой стали¹ шириной до 1000 мм при прокатке ее со смазкой керосином и на сухих валках. При этом установлено, что чем тоньше прокатываемый материал, тем сильнее сказывается влияние смазки в результате изменения внешнего трения².

Номограмма рис. 34 построена следующим образом.

Поля A_1 , A_2 и A_3 служат для определения давления прокатки в зависимости от степени обжатия в пределах 3—50% для ленты толщиной 4,3 и 2 мм и валков диаметром 360 мм. Пучки кривых этих трех полей относятся к отожденной стали, подвергнутой различной предварительной деформации от 5 до 80%. Значения давления на валки даны для ленты шириной 100 мм.

Поля B_1 , B_2 и B_3 служат для графического пересчета полученных по кривым полей A_1 , A_2 и A_3 значений давления, относящихся к ленте шириной 100 мм, на давления для ленты другой ширины, а именно:

B_1 — для ленты шириной от	500	до	1000 мм;
B_2 » » »	250	«	500 »;
B_3 » » »	100	»	250 ».

Давления на валки при прокатке ленты шириной от 1000 до 2000 мм и больше могут быть найдены по этой же номограмме посредством десятикратного увеличения значений, полученных

* О. Emicke, K. Lukas, Das Walzen von Leichtmetallen, Freiberg. 1944, Реф. Metallurgie u. Giessereitechnik, 1952, № 2, s. 2—14; реф. W. Lueg, Stahl u. Eisen, 1953, В. 22, S. 1426—1428; здесь реф. Б. Э. Бельского, Бюллетень ЦИИН ЧМ, 1948, № 6, с. 5—9.

¹ 0,08% С; 0,5% Мп; 0,12% Si; 0,03% Р; 0,05% S; 0,3% Cu.

² Уменьшение толщины полосы сопровождается возрастанием влияния контактных поверхностей, по которым действуют силы трения; с увеличением влияния сил трения на удельное давление, естественно, сильнее сказывается и смазка, понижающая это влияние. Прим. ред.

по кривым поля B_3 , или посредством увеличения вдвое значений, полученных по кривым поля B_1^3 .

На основе закона подобия для валков других диаметров значения давлений могут быть найдены посредством применения коэффициентов пересчета, взятых из кривых поля D . На этих кривых коэффициент, равный 1, соответствует диаметру валков, равному 360 мм; диаметрам меньшим, чем 360 мм, соответствуют коэффициенты меньше 1, а диаметрам большим, чем 360 мм — больше 1. Кривые поля D охватывают диаметры валков в пределах от 100 до 800 мм.

Поле C служит для определения величины плеча a силы P .

На кривых поля C плечо a определяется в процентах к l — длине очага деформации. Кривые верхней части поля C представлены в функции от $\frac{h}{D}$.

Эти значения одинаково справедливы для отожденной и для предварительно деформированной стали при начальной толщине ленты 4, 3 и 2 мм. Как показывает ход кривых, плечо a растет с увеличением отношения $\frac{h}{D}$, а также с увеличением обжатия (при этом значительнее в пределах обжатий от 3 до 20%, чем от 20 до 50%) и практически равно 0,35 l .

По абсциссам поля C берут толщину полосы, а по ординатам — фактический диаметр валков. Найденные по кривым значения плеча a подставляют в уравнение

$$M = \frac{2Pal}{100}. \quad (1)$$

Отнесенный к шейкам крутящий момент может быть выражен для холодной прокатки (только со смазкой) мягкой стали с обжатиями, превышающими 20%, следующими упрощенными формулами:

для подшипников скольжения

$$M = P(2 \cdot 0,35l + 0,7D \cdot 0,05) \text{ кгм}; \quad (2)$$

для роликовых подшипников

$$M = P(2 \cdot 0,35l + 0,7D \cdot 0,005) \text{ кгм}. \quad (3)$$

где $l = \sqrt{D \cdot \frac{H-h}{2}}$.

³ При одном и том же значении удельного давления полное давление действительно прямо пропорционально ширине полосы, как это принимают авторы. Однако с изменением ширины происходят существенные нарушения имевшихся условий напряженного состояния в зеве валков, влияющие на значение удельного давления, что не учитывается в данной статье. Зависимость удельного давления от ширины полосы в таком широком диапазоне изменения этой величины требует специального изучения. *Прим. ред.*

Для расчетов прокатки на сухих валках эти формулы служить не могут.

Приведем пример пользования номограммой рис. 34.

Горячекатаная отожженная светлая лента из стали с 0,08 % С размерами $H = 2$ мм и $B = 410$ мм прокатывается на ленту толщиной 0,32 мм на пятиклетевом непрерывном стане холодной прокатки с рабочими валками диаметром 520 мм. Режим обжатий следующий:

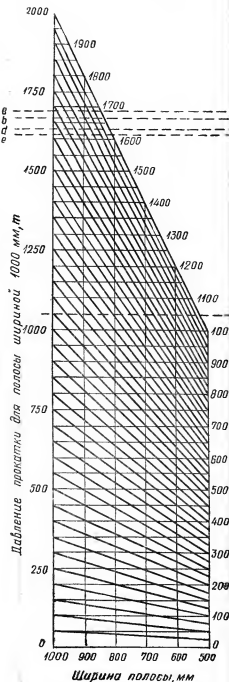
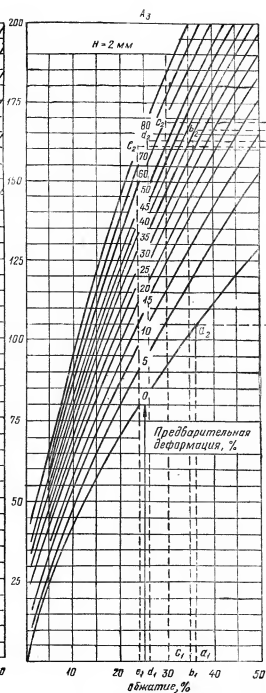
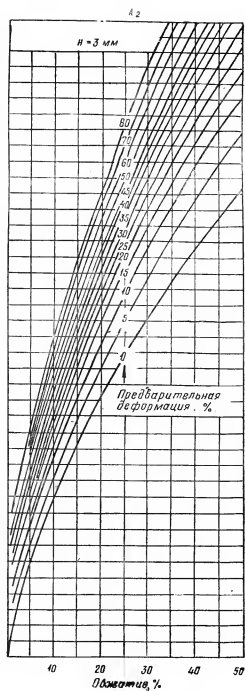
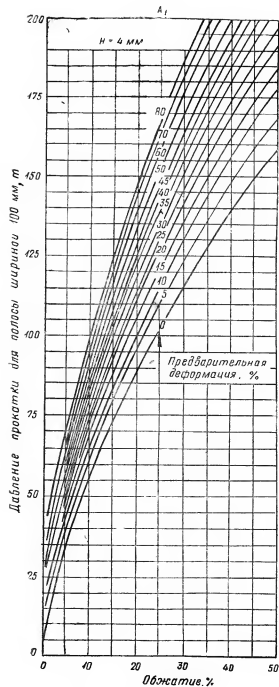
Обжатие, %	№ прохода				
	1	2	3	4	5
За проход	36	36	30	26	24
Суммарное	36	59	71,2	78,7	84

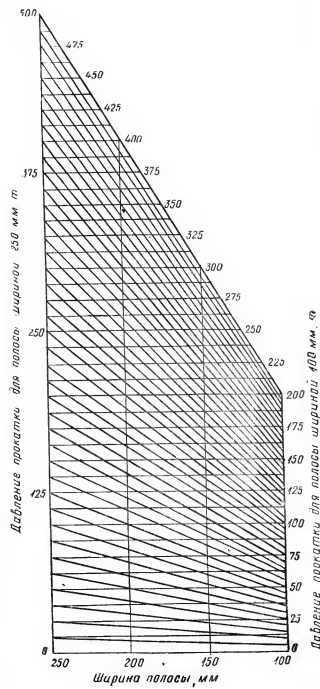
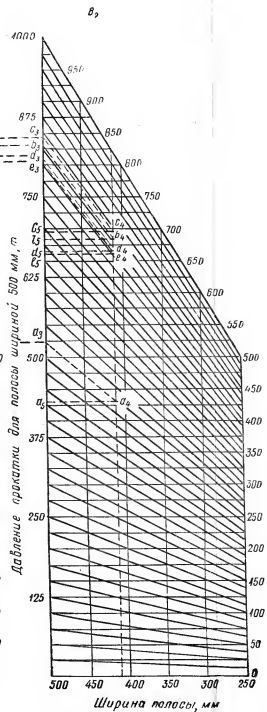
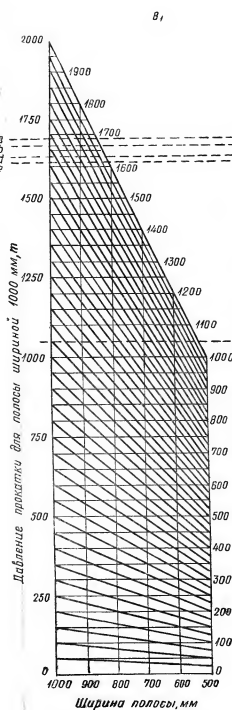
По кривым поля A_3 , соответствующим исходной толщине полосы 2 мм, на абсциссе в точке a_1 , которая соответствует обжатию в 36% в первом проходе, восстанавливают перпендикуляр (см. пунктирную линию), пересекающий кривую O (отожженная лента — начальное состояние) в точке a_2 . От этой точки проводят горизонталь к ординате поля B_2 , соответствующего ширине ленты от 250 до 500 мм; горизонталь и ордината пересекаются в точке a_3 . Из этой точки проводят наклонную линию до пересечения в точке a_4 той вертикали, которая соответствует ленте шириной 410 мм; находящаяся на уровне точки a_4 точка a_5 на ординате поля B_2 покажет, что для ленты данной ширины при валках диаметром 360 мм давление равно 432 т.

Давление для валков диаметром 520 мм можно определить, умножив 432 т на переводной коэффициент 1,36, значение которого лежит на ординате поля D , если идти по ходу пунктирной линии; действительное значение давления на валки для первого прохода оказывается равным 586 т.

Ход линии для определения значений давления для второго прохода обозначен точками b_1 , b_2 и т. д. Точка b_5 пересечения этой линии с ординатой поля B_2 показывает давление в 684 т для валков диаметром 360 мм; для валков 520 мм давление равно $684 \cdot 1,36 = 930$ т.

Для третьего прохода ход линии определения P начинается от точки c_1 . Перпендикуляр от этой точки восстанавливается до кривой того суммарного обжатия в первых двух проходах (59%), с каким штука поступает в валки при третьем проходе; перпендикуляр пересекает кривую в точке c_2 . От последней по точкам c_3 , c_4 линия проходит в точку c_5 , которая и показывает





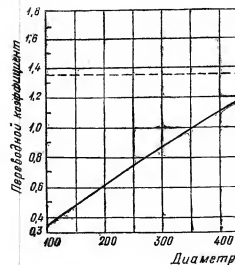
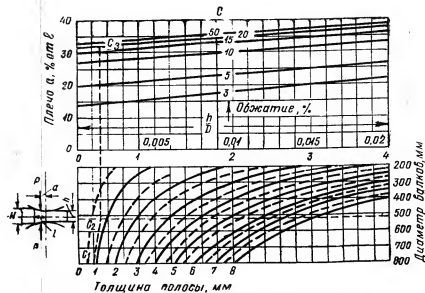
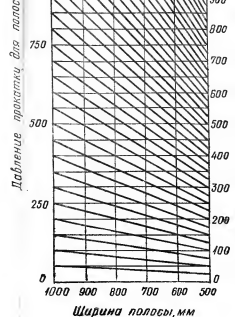
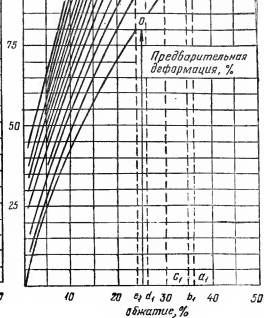
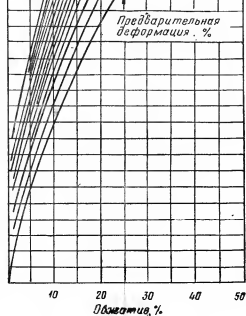
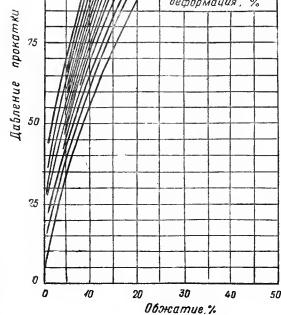
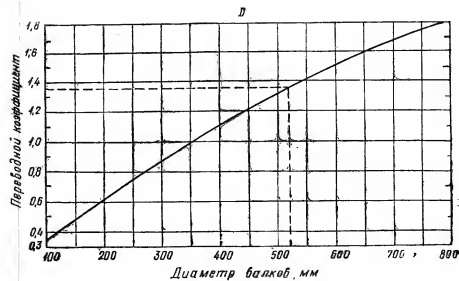
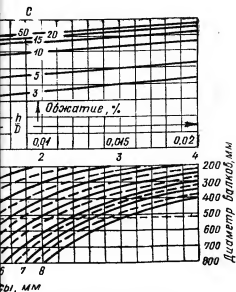
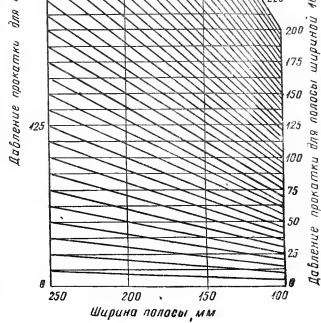
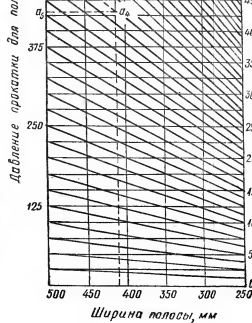
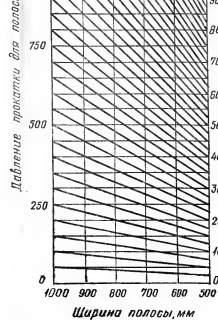
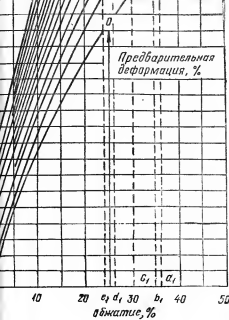


Рис. 34. Номограмма для определения давления прокатки и крутящего момента при холодной прокатке углеродистой стали с 0,1% С отожженной и наклепанной

— Смазка валков — керосином



Номограмма для определения прокатки и крутящего момента подной прокатке углеродистой 0,1% С отожженной и наклепанной

мазка валков — керосином

значение давления на валки в третьем проходе. Таким же образом определяют давление для четвертого и пятого проходов, применяя переводный коэффициент.

Для определения крутящего момента деформации M находят, как показано выше, давление P , соответствующее диаметру валков 520 мм. Плечо a находят по кривым поля C (рис. 34). Например, для третьего прохода ход определения следующий.

Толщина полосы перед этим проходом равна 0,82 мм, находят это значение на абсциссе поля C — точка c_1 . От нее проводят вспомогательную (пунктирную) линию, параллельную кривой, имеющей ближайшее значение (толщина 1,0 мм), до пересечения в точке c_2 горизонтали, соответствующей диаметру валков 520 мм. От точки c_2 восстанавливают перпендикуляр к верхней пучку кривых верхней части поля C до линии, соответствующей высоте обжатия в третьем проходе (в данном случае 30%); пересечение перпендикуляра с этой линией — точка c_3 . Находящаяся на уровне этой точки точка c_4 на ординате данного поля соответствует 32,8% от $l = 8$ мм. Величину M получим из формулы (1):

$$M = \frac{2 \cdot 950 \cdot 32,8 \cdot 8}{100} = 4980 \text{ кгсм}^4$$

2. ПРОВЕРКА ФОРМУЛЫ ЭКЕЛУНДА*

Автор провел несколько серий опытов горячей прокатки стали на различных станах, начиная от обжимных и кончая высокоскоростными ленточными, с целью проверки формулы Экелунда¹ для подсчета давления:

$$P = B_c \sqrt{R(H-h)} \cdot \left[1 + \frac{1,6f \sqrt{R(H-h)} - 1,2(H-h)}{H+h} \right] \times \\ \times \left[k + \frac{2\sigma \cdot \eta \sqrt{\frac{H-h}{R}}}{H+h} \right], \quad (1)$$

где η — вязкость горячей стали, равная

$$0,01(14 - 0,01T) \text{ кг·сек/мм}^2; \quad (2)$$

* В данной статье не рассматриваются и не учитываются упругие деформации валков прокатного стана, влияющие на величину контактной поверхности и тем самым на силовые условия процесса (подсчет удельного давления: плечо a силы P и пр.). Прим. ред.

* E. Mogiljansky, частное сообщение, см. L. R. Underwood, The Rolling of Metals. Theory and Experiment. Part XII, Sheet Metall Industries, 1946, № 234, oct., p. 1901—1914. Здесь реф. Я. Галляя.

¹ S. Ek el un d, Jernkontorets Annaler, 1927, № 2, p. 39—97, перев. в обработке Я. С. Галляя, Металлург, 1933, № 2, с. 78—94; № 3 с. 70—87 и № 4—5, с. 156—168, а также ч. IV, с. 221—238.

f — коэффициент трения; для валков из стали или из серого чугуна

$$f = 1,05 - 0,0005T; \quad (3)$$

для валков из закаленного чугуна

$$f = 0,8(1,05 - 0,0005T); \quad (4)$$

k — удельное сопротивление горячей стали при статическом сжатии

$$k = 100 \eta (1,4 + C + Mп + 0,3Cr) \text{ кг/мм}^2. \quad (5)$$

Во время прокатки измеряли давление на валки, скорость прокатки и температуру металла. Измеренное давление сопоставляли с рассчитанным по формуле (1).

Для металла толщиной 250 мм и больше измеренное и расчетное давления совпадали, но для более тонкого эти величины несколько расходились, поэтому автор предпринял ряд дополнительных опытов, чтобы выяснить причины и исправить константы, входящие в формулу Эжелунда.

Зависимость коэффициента трения от температуры

Коэффициент трения f исследовался на различных станах двумя методами: по максимальному углу захвата и пересчетом из опережения. Температуру металла T измеряли оптическим пирометром. Результаты всех опытов были нанесены на диаграмму: по оси ординат откладывали f , по оси абсцисс T . Все точки легли на полосу, ограниченную двумя прямыми. Угол наклона их был таким же, как у линии, проходящей через точки, подсчитанные по формуле (3) для валков из серого чугуна, причем эта расчетная линия лежала примерно посередине указанной полосы. Поэтому можно сделать вывод, что найденная Эжелундом зависимость f от T , т. е. формула (3), является в общем правильной для средних условий, но так как коэффициент трения определяется большим числом факторов (состояние поверхности валков, количество и характер окалины на металле и др.) необходимо тщательно выбирать надлежащую его величину.

Расхождения между расчетным и измеренным значениями давления на валки вызваны, очевидно, другими причинами, так как подсчет f по формулам (3) и (4) является правильным.

Зависимость вязкости от температуры

Было проведено несколько серий опытов горячей прокатки сталей с различным содержанием углерода и при различных температурах. Прокатывали металл различной толщины, начиная от броневых плит и кончая тонкими листами. При прокатке измеряли давление на валки, скорость, температуру и обжатие

и найденные величины подставляли в формулу (1) Экелунда, откуда и определяли вязкость η .

Полученные данные наносили на диаграмму $\eta - T$. Все точки легли на полосу, ограниченную двумя прямыми линиями, имеющими тот же наклон, что и линия, построенная по данным формулы (2) Экелунда. Эта последняя линия совпадает с нижней граничной линией. Следовательно, формула (2) правильно характеризует зависимость $\eta = \varphi(T)$, но дает слишком низкие значения η . Поэтому автор ввел в формулу (2) такую поправку², при которой получаются значения η , лежащие вблизи от верхней граничной линии.

Величина удельного сопротивления при статическом сжатии k

Автор произвел немногочисленные опыты, которых, конечно, недостаточно для того, чтобы окончательно судить, насколько формула (5) Экелунда справедливо отражает влияние содержания углерода и марганца в стали на ее удельное сопротивление при статическом сжатии. Все проведенные опыты не противоречат данным, подсчитанным по формуле (5).

На основании исследований можно сделать вывод о том, что формула (1) Экелунда достаточно точна для практических расчетов, если учесть поправку к формуле (2) для η , и является наилучшей из всех известных формул для подсчета давления при горячей прокатке³.

3. ФОРМУЛА Е. С. РОКОТЯНА ДЛЯ ДАВЛЕНИЯ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ*

Для определения характера изменения предела текучести прокатываемого металла исследовали металлы различного состава, подвергавшиеся холодной прокатке на шестивалковом стане 130/250 \times 300 мм. Образцы шириной 50—60 и длиной до 200 мм при исходной толщине 0,5—1,5 мм прокатывали при различных условиях внешнего трения — без смазки, со смазкой керосином и со смазкой машинным маслом. Каждый образец прокатывали в отожженном состоянии только один раз. После прокатки определяли предел текучести, сопоставляя его с величиной деформации при прокатке (рис. 35). Так как для принятого нами метода подсчета давления металла на валки требовалось выяснить из-

² К сожалению, поправочный коэффициент не указан. *Прим. ред.*

³ Критические высказывания по поводу формул Экелунда были сделаны рядом авторов, в частности Ю. М. Чижиковым (см. ч. VI, с. 199) и В. А. Тягуновым (см. ч. VI, с. 251). Следует признать, что результаты определения удельного давления по Экелунду недостаточно точны — обычно занижены. *Прим. ред.*

* Е. С. Рокотян. Давление металла на валки при холодной прокатке. *Сталь*, 1947, № 9, с. 814—815.

менения предела текучести по длине дуги захвата, были построены соответствующие кривые, показывающие значение предела текучести для различных участков этой дуги при обжатии 40 и 80%, исходной толщине полосы 1,5 мм и диаметре рабочих валков 130 мм (рис. 36). Характер полученных кривых дает возмож-

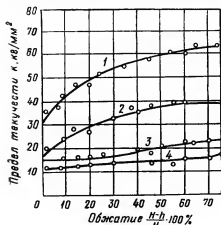
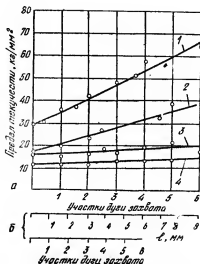


Рис. 36. Распределение предела текучести по дуге захвата при обжатии 40% (а) и 80% (б): 1 — сталь 10; 2 — медь; 3 — цинк; 4 — алюминий



ность с достаточной точностью принять, что закон изменения предела текучести по дуге захвата может быть выражен уравнением прямой

$$k = a + bx, \quad (1)$$

где k — предел текучести в данном участке дуги захвата.

Для предельных значений x (0 и l) получаем:

$$a = k_0;$$

$$b = \frac{k_1 - k_0}{l} = \frac{k_1 - k_0}{\sqrt{R(H-h)}}, \quad (2)$$

где k_0 — предел текучести металла до прокатки;

k_1 — предел текучести металла после прокатки.

При холодной прокатке листового материала, когда отношение $\frac{H}{D}$ достаточно мало, можно принять с допустимой точностью, что толщина полосы по дуге захвата постоянна и равна

$$h_{cp} = \frac{H+h}{2}.$$

Этим допущением процесс прокатки мы приравниваем к процессу осадки.

Схема приложения усилий приведена на рис. 37.

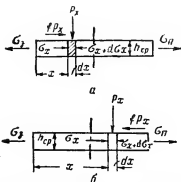


Рис. 37. Схема приложения сил:
а — зона отставания; б — зона опережения

В нашем случае* можно считать, что зона прилипания (согласно гипотезе Целикова¹⁾) здесь незначительна и ее влиянием на распределение удельных давлений можно пренебречь, так как при холодной прокатке отношение толщины полосы к длине дуги захвата очень мало. Действительно, если по Целикову длину зоны прилипания $l_{пр}$ при холодной прокатке считать равной 0,3—1,0 от средней толщины прокатываемой полосы, то в нашем случае эта зона составит не более 10—15% от всей дуги захвата.

Сумма проекций сил на ось x в зоне отставания (рис. 37, а) при ширине полосы $B = 1$ равна²⁾:

$$\sum X = (\sigma_x + d\sigma_x) h_{cp} - \sigma_x h_{cp} - 2p_x f dx = 0. \quad (2)$$

После раскрытия скобок и сокращений получаем

$$d\sigma_x = 2p_x f \frac{dx}{h_{cp}}. \quad (3)$$

* Ор. cit., с. 815—817.

¹ Сталь, 1944, № 5—6, с. 158, а также ч. IV, с. 396—409.

² В оригинале две опечатки, которые нами исправлены. Прим. сост.

Уравнение пластичности по четвертой теории прочности в нашем случае имеет следующий вид:

$$p_x - \sigma_x = 1,15 k. \quad (4)$$

Считая, что

$$k = k_0 + bx,$$

подставляем в уравнение (4):

$$p_x - \sigma_x = 1,15 (k_0 + bx),$$

откуда

$$d\sigma_x = dp_x - d[1,15(k_0 + bx)].$$

Подставив значение $d\sigma_x$ в уравнение (3), получаем

$$\frac{dp_x}{2p_x \frac{f}{h_{cp}} + b \cdot 1,15} = dx,$$

что после интегрирования дает

$$C \left(2p_x \frac{f}{h_{cp}} + 1,15b \right) = e^{\frac{2fx}{h}}. \quad (5)$$

Постоянную интегрирования определяем из начальных условий, когда

$$x = 0 \text{ и } p_x = p_0,$$

где p_0 — давление металла на валки при $x = 0$. Тогда

$$C = \frac{1}{2p_0 \frac{f}{h_{cp}} + 1,15b}.$$

Подставляя значение постоянной в выражение (5), после преобразований получаем

$$p_x = \frac{h_{cp}}{2f} \left[e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} \left(2p_0 \frac{f}{h_{cp}} + 1,15b \right) - 1,15b \right]. \quad (6)$$

Так как

$$p_0 = 1,15k_0 - \sigma_3,$$

то

$$p_x = \frac{h_{cp}}{2f} \left\{ e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} \left[2(1,15k_0 - \sigma_3) \frac{f}{h_{cp}} + 1,15b \right] - 1,15b \right\}. \quad (7)$$

Введем в это уравнение коэффициент a_0 , равный

$$a_0 = 1 - \frac{\sigma_3}{1,15k_0}.$$

После преобразования уравнение (7) принимает вид

$$p_x = \frac{1,15h}{2f} \left[e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} \left(\frac{2fk_0}{h_{cp}} a_0 + b \right) - b \right]. \quad (8)$$

Если считать, что металл не упрочняется во время прокатки, то коэффициент $b = 0$; при этом мы получаем выражение

$$p_x = (1,15k_0 - \sigma_s) e^{\frac{2fx}{h_{cp}}}, \quad (9)$$

совпадающее с формулами, предложенными Унковым³ и Надаи⁴.

Для зоны опережения (рис. 37, б) аналогичным путем находим следующее уравнение удельного давления металла на валок

$$p_x = \left\{ e^{\frac{2f(l-x)}{h_{cp}}} \left[\frac{2f}{h_{cp}} (a_1 k_0 + bl) - b \right] + b \right\}, \quad (10)$$

где

$$a_1 = 1 - \frac{\sigma_n}{1,15k_0}.$$

Если считать, что металл не упрочняется во время прокатки ($b = 0$), то уравнение (10) принимает форму выражения (9):

$$p_x = (1,15k_0 - \sigma_n) e^{\frac{2fx}{h_{cp}}}. \quad (11)$$

Если обозначить

$$\rho_0 = 1 + \frac{2fk_0}{bh_{cp}} a_0$$

и

$$\rho_1 = \frac{2f}{h_{cp}} \left(\frac{k_0 a_1}{b} + l \right) - 1,$$

то уравнения (8) и (10) после преобразования приобретают следующий вид:

а) для зоны отставания:

$$p_x = 1,15b \frac{h_{cp}}{2f} (e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} \rho_0 - 1); \quad (12)$$

³ Е. П. Унков, Основы пластической деформации при ковке и штамповке, ОНТИ, 1939.

⁴ W. Trinks, Blast Furn. Steel Plant, 1937, № 6, p. 617—619, № 7, p. 713, а также ч. III, стр. 313—314.

б) для зоны опережения:

$$p_x = 1,15b \frac{h_{cp}}{2f} \left(e^{\frac{2f(l-x)}{h_{cp}}} \rho_1 + 1 \right). \quad (13)$$

Для определения положения нейтрального сечения, отделяющего зону отставания от зоны опережения, следует приравнять между собой уравнения (12) и (13); после решения этих двух уравнений и соответствующих упрощений получаем следующее выражение для координаты критического сечения x_k :

$$x_k = \frac{1}{2} \left(l + \frac{h_{cp}}{2f} \ln \frac{\rho_1}{\rho_0} \right). \quad (14)$$

Суммарное давление металла на валки

$$P = \int B p_x dx.$$

Подставляя значения p_x из уравнений (12) и (13), получаем:

$$P = B \left[\int_0^{x_k} 1,15b \frac{h_{cp}}{2f} \left(e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} \rho_0 - 1 \right) dx + \int_{x_k}^l 1,15b \frac{h_{cp}}{2f} \left(e^{\frac{2f(l-x)}{h_{cp}}} \rho_1 + 1 \right) dx \right].$$

После интегрирования, преобразования и подстановки значения x_k это выражение принимает вид:

$$P = \frac{B \cdot 1,15b}{2} \left(\frac{h_{cp}}{f} \right)^2 \left(\sqrt{\frac{f l}{\rho_0 \rho_1}} e^{\frac{f l}{h_{cp}}} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0}}{2} \right). \quad (15)$$

Среднее удельное давление определяется условием

$$p_{cp} = \frac{P}{Bl}$$

или

$$p_{cp} = 1,15b \frac{h_{cp}^2}{2f^2 l} \left(\sqrt{\frac{f l}{\rho_1 \rho_0}} e^{\frac{f l}{h_{cp}}} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0}}{2} \right). \quad (16)$$

Если обозначить

$$\psi = \frac{f l}{h_{cp}}, \quad (17)$$

то

$$p_{\text{ср}} = 1,15b \frac{l}{\psi} \left(\sqrt{\rho_1 \rho_0} e^{\psi} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0}}{2} \right). \quad (18)$$

При отсутствии натяжения полосы $\sigma_n = \sigma_z = 0$ и $a_3 = a_1 = 1$;

$$p_{\text{ср}} = 1,15b \frac{l}{2\psi^2} \left[\sqrt{\rho_0 \rho_1} e^{\psi} - \left(\rho_0 + \psi + \frac{1}{2} \ln \frac{\rho_1}{\rho_0} - 1 \right) \right]. \quad (19)$$

Если не учитывать влияния наклепа, то из уравнений удельных давлений (9) и (10) можно аналогичным путем вывести следующую формулу среднего удельного давления:

$$p_{\text{ср}} = \frac{1,15k_0 h_{\text{ср}}}{fl} \left(\sqrt{a_1 a_0} e^{\frac{fl}{h_{\text{ср}}}} - \frac{a_1 + a_0}{2} \right). \quad (20)$$

Величины среднего удельного давления, подсчитанные по формуле (9), достаточно точно совпадают* с опытными данными, полученными нами при более раннем исследовании; рис. 38 хорошо иллюстрирует такое совпадение опытной и расчетной кривых для случая холодной прокатки стали 10 без смазки при исходной толщине полосы $H = 1,0$ мм; данные формулы близки к данным эксперимента.

На рис. 39 показана зависимость среднего удельного давления от величины натяжения при холодной прокатке стали 10 без смазки ($h = 1,5$ мм, $D = 130$ мм, $f = 0,25$), вычисленная по формуле (16): кривая 1 отвечает действию одного заднего натяжения σ_z , кривая 2 — действию одного переднего натяжения σ_n и кривая 3 — совместному действию обоих натяжений. График показывает, что максимальное понижение давления металла на валки может быть достигнуто при совместном действии одинаковых по величине переднего и заднего натяжений.

Формула (16)**, учитывающая влияние наклепа, значительно отличается от формулы (20), которая не разделяет влияния переднего и заднего натяжения на давление металла. Если подчитать влияние натяжения по формуле (20), то понижения давления при одинаковой величине σ_n и σ_z будут идентичными,

* Оп. cit., с. 819.

** Оп. cit., с. 819—820.

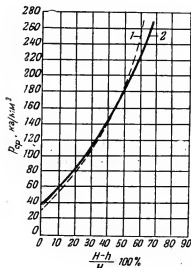


Рис. 38. Сравнение опытного (1) и теоретического (2) удельного давления металла на валки при холодной прокатке стали 10 без смазки ($H = 1$ мм)

что, однако, не подтверждается экспериментами и нашими, и других исследователей, а также практическими данными^{4,5}.

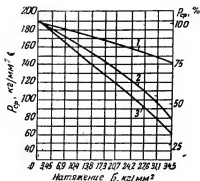


Рис. 39. Зависимость давления металла на валки от натяжения: 1 — заднего σ_n ; 2 — переднего σ_n ; 3 — заднего и переднего вместе

4. ПОДСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ ПОЛОС *

При подсчете давления прокатки по формулам Экелунда¹, Тринкса², Кармана³, Целикова⁴ и Оровэна⁵ необходимо знать величину сплющивания валков, коэффициент трения металла о валки, сопротивление металла деформации, что часто затрудняет подсчеты и приводит к неточным результатам.

Метод, предложенный авторами, не требует знания отдельных величин. Он основан на минимальном количестве измерений давления прокатки.

⁵ В данной работе автор делает весьма значительные упрощения, которые если и допустимы, то только для ограниченной области холодной прокатки тонких полос. Таким образом, введенные автором формулы можно отнести лишь к этой области. *Прим. ред.*

* M. Cook, E. C. Larke, Calculation of Loads Involved in Metal Strip Rolling, J. Inst. of Metals, 1947, v. 74, p. 2; oct.; p. 55—80. Реф. Я. С. Галая.

¹ S. Ekelund. Jernk. Ann., 1927, № 2, s. 85—97; Steel, 1933, v. 93, № 7—16, p. 27, а также ч. IV, стр. 221—230.

² W. Trinks. Blast Furn. a. Steel Plant, 1937, v. 25, № 9, p. 1005—1007.

³ Т. Карман. Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 2, S. 139—141, а также ч. 11, стр. 62—65.

⁴ А. И. Целиков. Металлург, 1939, № 6, с. 62—76, а также ч. IV, с. 248—262.

⁵ E. Orowan. Proc. Inst. of Mechanical Engineers, 1943, v. 150, № 4, p. 140—167, а также ч. IV, с. 371—395.

Метод подсчета

Считаем, что чистая работа прокатки A не зависит от числа проходов (допущение 1-е). За один оборот валков

$$A = 4\pi P m l, \quad (1)$$

где

$$m = \frac{a}{l}; \quad (2)$$

a — плечо силы P относительно центра валка;

$$l = \sqrt{R(H-h)}. \quad (3)$$

Принимаем, что при прокатке в одинаковых условиях $m = \text{const}$ (допущение 2-е).

Число оборотов валков во время 1-го прохода

$$n_1 = \frac{L_1}{2\pi R}. \quad (4)$$

Суммарная чистая работа прокатки за 1-й проход

$$A_1 = 2P_1 m l_1 \frac{L_1}{R}. \quad (5)$$

Но

$$L_1 = H L_0 / h_1. \quad (6)$$

Из формул (3), (5) и (6) получаем

$$A_1 = \frac{2P_1 H L_0 m_1 \sqrt{R(H-h_1)}}{R h_1} \quad (1\text{-й проход})$$

$$A_2 = \frac{2P_2 H L_0 m_2 \sqrt{R(h_1-h_2)}}{R h_2} \quad (2\text{-й проход});$$

$$A_n = \frac{2P_n H L_0 m_n \sqrt{R(h_{n-1}-h_n)}}{R h_n} \quad (n\text{-й проход}).$$

Если вместо n проходов то же самое суммарное обжатие будет сделано за один проход, то

$$A_s = \frac{2P_s H L_0 m_s \sqrt{R(H-h_n)}}{R h_n}. \quad (7)$$

Согласно допущению 1-му:

$$A_1 + A_2 \dots A_n = A_s \quad (8)$$

или

$$\begin{aligned} P_1 \frac{\sqrt{H-h_1}}{h_1} + P_2 \frac{\sqrt{h_1-h_2}}{h_2} + \dots P_n \frac{\sqrt{h_{n-1}-h_n}}{h_n} = \\ = P_s \frac{\sqrt{H-h_n}}{h_n}. \end{aligned} \quad (9)$$

Обозначим

$$u_1 = \frac{H - h_1}{H} \cdot 100;$$

$$u_2 = \frac{H - h_2}{H} \cdot 100;$$

$$\dots \dots \dots$$

$$u_n = \frac{H - h_n}{H} \cdot 100.$$

Подставляя эти данные в (9), получим

$$P_1 \frac{\sqrt{u_1}}{100 - u_1} + P_2 \frac{\sqrt{u_2 - u_1}}{100 - u_2} + \dots +$$

$$+ P_n \frac{\sqrt{u_n - u_{n-1}}}{100 - u_n} = P_s \frac{\sqrt{u_s}}{100 - u_s}. \quad (10)$$

При помощи уравнения (10) и экспериментальной кривой « P_s — обжатия за один проход» можно определить давления на валки $P_1, P_2 \dots P_n$, получающиеся при прокатке в несколько проходов, но с тем же самым суммарным обжатием. И наоборот, если известны давления по проходам $P_1, P_2 \dots P_n$, то можно подсчитать давление P_s , которое получится при осуществлении того же обжатия за один проход⁶.

Опытное определение давления прокатки

Все опытные данные для построения необходимых кривых заимствованы из работ Форда⁷.

На рис. 40, а показан расход энергии на чистую работу при прокатке на зеркально полированных валках стальной полосы (0,2—0,25% С) размером $2,5 \times 75$ мм. Независимо от частных обжатий (от 5 до 70%) все точки ложатся на плавную кривую. То же самое получилось при прокатке медных полос таких же размеров.

Затем валки были перешлифованы и поверхность их сделана матовой. При прокатке на них таких же медных полос (рис. 40, б) часть точек отклонилась от плавной кривой.

⁶ Предлагаемый метод косвенного определения давления металла на валки, исходя из работы прокатки, основан на допущении о независимости суммарной работы от числа проходов. Несоответствие этого допущения (в данном случае) действительным закономерностям прокатки лишают его какой-либо надежности (требуется оценка этого несоответствия в зависимости от частных условий данного процесса). *Прим. ред.*

⁷ H. Ford, J. West Scotl. and Iron a. Steel Inst, 1944—1945, v. 52, p. 59,

Из рис. 40 следует, что при прокатке с одним и тем же суммарным обжатием чистая работа прокатки не зависит от числа проходов, т. е. подтверждается 1-е допущение.

Для подтверждения 2-го допущения необходимо сопоставить полученный экспериментом крутящий момент M и соответствующее давление на валки, так как

$$m = \frac{M}{2Pl} \quad (11)$$

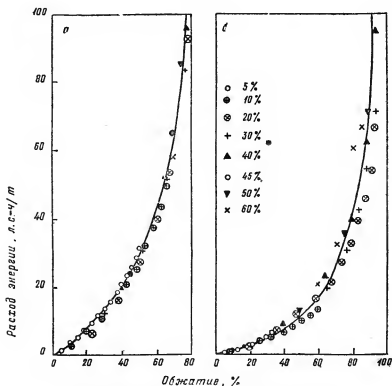


Рис. 40. Суммарная чистая работа прокатки (Форд):
а—сталь с 0,2—0,25% С; 75×2,5 мм; валки полированные; б — отожженная медь, 75×2,5 мм; валки матовые

При прокатке в 1—10 проходов стальной ленты с обжатиями 10—70% $m = 0,35 \div 0,43$; для меди $m = 0,34 \div 0,47$, т. е. практически величину m можно принять постоянной. При прокатке же на матовых валках $m = 0,19 \div 0,37$, т. е. эта величина непостоянна, чем и объясняется рассеивание точек на рис. 40, б.

Тем не менее, как будет показано ниже, при сравнении расчетного и опытного давления на валки допущения 1-е и 2-е

оправдываются даже при валках с матовой поверхностью, потому что расчетные и опытные данные хорошо совпадают независимо от числа проходов вплоть до обжатий в 60%.

Построение основных кривых согласно уравнению (10)

Для подсчета давления прокатки по уравнению (10) были построены основные экспериментальные кривые давления в функции обжатия. Построение производили следующим образом (рис. 41). Сначала наносили точки, соответствующие изме-

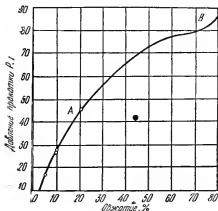


Рис. 41. Основная кривая давления P при прокатке отожженной стали с 0,2—0,25% С; $75 \times 2,5$ мм; валки полированные

ренным давлениям в первых проходах с обжатиями 5, 10 и 20%; вплоть до 78% кривую продолжали по данным, полученным в результате дальнейшей прокатки образцов, обжатых первоначально на 20%. Эти образцы затем прокатывали еще за пять проходов с обжатиями в каждом примерно 20% (табл. 8, графы 1—4). Затем подсчитывали A_n (графа 5). Например, для 2-го прохода

$$A_2 = P_2 \frac{\sqrt{u_2 - u_1}}{100 - u_2} = 53,8 \frac{\sqrt{36,8 - 20,2}}{100 - 36,8} = 3,486.$$

Зная A_n , легко подсчитать A_s , а из него P_s (графа 7). Например, для 2-го прохода

$${}_2P_s = {}_2A_s \cdot \frac{\sqrt{u_s}}{100 - {}_2u_s} = \frac{6,002(100 - 36,8)}{\sqrt{36,8}} = 62,5.$$

По данным графы 7 табл. 8 был построен участок АВ основной кривой для отожженной стали с 0,2—0,25% С (рис. 41). Аналогично были построены основные кривые для стали с 0,11% С (рис. 42) и отожженной меди (рис. 43).

Рис. 42. Основная кривая давления P при прокатке отожженной стали с 0,10% С; $58 \times 1,9$ мм; валки полированные

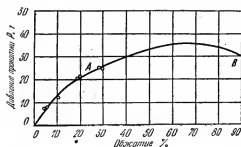
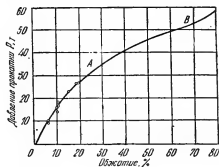


Рис. 43. Основная кривая давления P при прокатке отожженной меди; $75 \times 2,5$ мм; валки полированные

Таблица 8

Давление при прокатке стали с 0,2—0,25% С
($B = 75$ мм, $H = 2,5$ мм)

№ прохода, л	Обжатие, %		Измеренное давление, т P_n	Члены уравнения (10)		Основное давление за один проход т P_s
	за проход	суммарное, ч _л		слева A_n	справа A_1 = сумме A_n	
1	2	3	4	5	6	7
1	20,2	20,2	45,0	2,534	2,534	45
2	20,8	36,8	53,8	3,468	6,002	62,5
3	20,0	49,4	57,5	4,034	10,04	72,3
4	20,7	59,9	60,0	4,848	14,89	77,2
5	20,4	68,1	60,2	5,405	20,30	78,4
6	32,6	78,5	96,5	14,475	34,78	84,5

Сравнение опытных и расчетных данных

Для подсчета давлений по проходам, кроме 1-го, применяют уравнение (10) и основные кривые (рис. 41, 42 и 43). Например, для подсчета давлений при прокатке стали (0,2—0,25% С) с 30%-ным обжатием в каждом проходе (табл. 9) $P_1 = {}_1P_s$

Таблица 9

Пример подсчета давления при прокатке стали с 0,2—0,25% С
с обжатием за проход 30%

№ прохода	Обжатие, %		V_{u_1} $100 - u_1$ м.к	P_s , т из основ- ной кривой	$A_s = P_s \kappa$	Разность A_s	Давление в проходе P , т
	за проход	суммарное u_n					
1	2	3	4	5	6	7	8
1	30,0	30,0	0,0783	56	4,385	4,385	56,0
2	30,4	51,3	0,1471	73,2	10,778	6,393	67,4
3	29,3	65,6	0,2352	78,1	18,350	7,572	68,9
4	30,1	75,9	0,3604	82,0	29,600	11,250	84,6

берем непосредственно из кривой рис. 41 равным 56:

$${}_1A_s = {}_1P_s \frac{\sqrt{u_1}}{100 - u_1} = 56 \cdot 0,0783 = 4,385.$$

Для второго прохода

$$P_2 = ({}_2A_1 - {}_1A_s)(100 - u_2) : \sqrt{u_2 - u_1} = 67,4 \text{ т.}$$

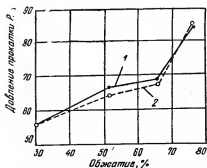


Рис. 44. Расчетная 1 и опытная 2 кривые давления по проходам при прокатке стали с 0,2—0,25% С при 30%-ном обжатии за проход

Результаты подсчета P_n (табл. 9, гр. 8) представлены в виде сплошной кривой на рис. 44; пунктиром соединены опытные данные, полученные Фордом. На рис. 45 приведены расчетные и опытные кривые для меди. Из сопоставления этих кривых, а

также ряда других кривых, построенных для обжатий 5, 10, 20, 40, 60 и 70%, следует, что при прокатке на полированных валках $P_{расч}$ и $P_{оп}$ хорошо совпадают. При прокатке на матовых валках хорошее совпадение получается только для первого про-

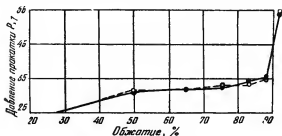


Рис. 45. Расчетная (сплошная) и опытная (штрих-пунктирная) кривые давления по проходам при прокатке меди с 30%-ным обжатием за проход

хода и если обжатие в каждом последующем проходе не превышает 40%. Если же во втором и следующих проходах обжатие 50% и больше, то $P_{расч}$ получается ниже $P_{изм}$.

Применение метода

В процессе исследования было установлено, что основная кривая относится только к тем частным условиям, для которых она получена, т. е. для данных R , H и f . Однако нет надобности определять основные кривые для каждого R , H и f . Опытами, проведенными авторами, было показано⁸, что при данных H и f соотношение между P и R является линейным. Поэтому если основные кривые для данного материала определены для двух разных диаметров, то для промежуточного значения R величина давления может быть получена интерполяцией. Этот вывод подтверждается опытными данными Эмике и Люкаса⁹ при прокатке алюминиевых сплавов.

Из расчетов, выполненных авторами⁸, а также Эмике и Люкасом⁹, следует, что при данном R давление прокатки прямо пропорционально H , если оно лежит в пределах 12,5—2,5 мм. Если $H < 2,5$ мм, то необходимы дополнительные опытные кривые, но не больше одной-двух.

Что касается состояния поверхности валков, то достаточно

⁸ M. Cook, E. C. Larke, J. Inst. Metals, 1945, v. 71, nov., p. 557—579; Sheet Metal Ind., 1946, v. 23, № 228, apr., p. 695.

⁹ O. Emicke, K. Lukas, Z. Metallkunde, 1942, B. 34, № 2, S. 25—38, а также ч. IV, с. 332—334.

принять 2—3 вида, встречающиеся в прокатной практике,— шероховатые, матовые и полированные — и для них построить основные кривые.

Основная кривая, построенная для данных условий, отражает не только сопротивление данного материала деформированию, зависящее от условий трения и неравномерности деформации, но и сплющивание валков.

5. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ НА УДЕЛЬНОЕ ДАВЛЕНИЕ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ*

Опыты проводили на ленточном стане с двумя валками диаметром и длиной по 250 мм, работающими от электродвигателя постоянного тока мощностью 120 л. с. через редуктор, что давало возможность изменять скорость¹ от 0 до 1,5 м/сек. Моталки, размещенные с двух сторон стана, имели электрические приводы и могли давать натяжение 2000 кг. Стан был снабжен безынерционными месдозами, торсиометрами, расположенными на шпинделях, летучими микрометрами, регистратором скорости валков и моталок, амперметром и ваттметром. Регистрация показаний всех приборов производилась путем одновременной их киносъемки.

Первые опыты без натяжения проводили со стальной отожженной лентой (0,2% С) шириной 75 и толщиной 2,5 мм. Образцы длиной 1 м прокатывали при постоянной установке валков, но с тремя различными скоростями 0,03; 0,47 и 1,2 м/сек. Установку валков для всех проходов производили по образцам, прокатывавшимся со скоростью 0,2 м/сек и регулировали на обжатие в 30% за проход. Прокатку вели со смазкой минеральным маслом.

Ленту** прокатывали в четыре прохода с 30%-ными обжатиями по маршруту: 2,5—1,77—1,25—0,86—0,61 мм. Оказалось, что при первых проходах, когда лента толста и относительно мягка, удельное давление не зависит от скорости (рис. 46). Когда же металл приобретает наклеп и становится тоньше,

* Н. Ford. The Effect of Speed of Rolling in the Cold Rolling Process, J. Iron a. Steel Inst., 1947, v. 156, part 3, p. 380—398; Sheet Metal Industries, 1948, № 257, p. 1757—1762, № 258, p. 1973—1978, № 259, p. 2184—2197; 1949, № 260, p. 81—86, Реф. Я. Галлая, Сталь, 1950, № 8, с. 757—758.

¹ Скорости современных ленточных станов холодной прокатки достигают 20 м/сек и больше; поэтому экспериментальные возможности использованного Фордом стана явно недостаточны. Следует отметить, что М. А. Лейченко² экспериментировал в ЦНИИЧМ в значительно большем диапазоне скоростей (от 0,3 до 5,1 м/сек). Прим. сост.

² М. А. Лейченко, Сталь, 1949, № 8, с. 721—727, а также ч. VI, с. 119.

³ Op. cit., с. 759—760.

удельное давление при увеличении скорости прокатки значительно понижается — в 1,6 раза.

Если же прокатку вести с постоянной для всех скоростей установкой валков, то уменьшение удельного давления в последних проходах будет не столь значительно, так как по мере понижения скорости обжатие будет также уменьшаться.

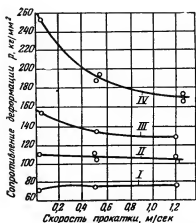


Рис. 46. Влияние скорости на удельное давление при прокатке стальной ленты (0,2% С) с 30%-ным обжатием за проход (начальная толщина 2,5 мм; I, II, III и IV — номера проходов)

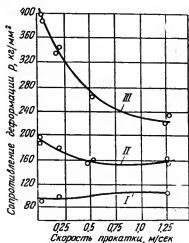


Рис. 47. Влияние скорости на удельное давление при прокатке мягкой стальной ленты с 0,07% С, 30%-ное обжатие за проход (I, II, III — номера проходов)

При прокатке более тонкой (0,8 мм) и сравнительно мягкой стали (0,07% С) в первом проходе удельное давление с увеличением скорости несколько возрастает³ (рис. 47).

Во втором и в особенности в третьем проходе удельное давление значительно падает (в два раза) по мере увеличения скорости до 1,25 м/сек.

В области скоростей 1,25 м/сек кривые становятся горизонтальными; дальнейшее увеличение скорости, по-видимому, уже не снижает удельного давления⁴.

³ Этот рост в первом проходе наблюдается во всех случаях (рис. 47); при больших скоростях и наклепанной ленте происходит снижение сопротивления деформации, как показали опыты М. А. Лейченко², проведенные при скоростях до 5 м/сек. Прим. сост.

⁴ Это предположение опровергается опытами М. А. Лейченко, который наблюдал снижение сопротивления деформации даже при повышении скорости до 5 м/сек. Прим. сост.

Таким образом, удельное давление отожженной стальной ленты толщиной 2,5—0,75 мм в первом проходе не зависит от скорости. После наклепа и утонения ленты удельное давление понижается по мере увеличения скорости прокатки; чем меньше исходная толщина ленты и чем больше уменьшение толщины в процессе прокатки, тем эффект значительнее. Начало влияния скорости прокатки на удельное давление, очевидно, связано с появлением значительного сплющивания валков⁵.

6. УДЕЛЬНЫЕ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ *

Для определения удельных давлений и расхода мощности при прокатке были исследованы стали марок 4X14H14B2M (аустенитно-ледебуритная), X10C2M (перлитно-мартенситная), 1X18H9T (аустенитно-ферритная) и P18 (мартенситно-ледебуритная). Заготовки этих сталей размерами 20×30×500 мм прокатывали на гладких валках diam. 300 мм стана допель-дуо завода «Электросталь» при скорости 4,5 м/сек. Температура прокатки составляла 1200, 1150, 1100, 1000 и 900° и обжатия 15; 25; 35; 45 и 60%¹.

Давления измеряли с помощью индуктивных месдоз конструкции Н. И. Сведе-Швец (установленных вместо предохранительных стаканов) и шлейфового осциллографа. Суммарные давления пересчитывали на средние удельные давления по формуле

$$p_{cp} = \frac{P}{B_{cp} \sqrt{R(H-h)}} = \frac{P}{B_{cp} D \sin \frac{\alpha}{2}} = \frac{P}{B_{cp} D} \operatorname{ctg} \frac{\alpha}{2}.$$

Заготовки укладывали вместе с термопарами в чугунные муфели и нагревали в нефтяной печи стана 300 до температуры прокатки. Затем муфель подавали к стану и заготовки прокатывали по мере остывания до заданных температур. Таким образом, падение температуры при передаче заготовок из печи к стану почти полностью исключалось, что повышало точность опытов.

В результате проведенных экспериментов и последующих подсчетов определили средние удельные давления и их изменения в зависимости от температуры и обжатия (рис. 48—51).

⁵ К сожалению, авторы не исследуют влияния температурного фактора, которое, особенно при современных, весьма значительных скоростях холодной прокатки, может сказываться и на удельном давлении (вследствие некоторого разупрочнения металла). *Прим. ред.*

* Н. И. Сведе-Швец, Т. Г. Пегова, А. А. Протасов, Удельные давления при горячей прокатке легированных сталей, *Сталь* 1948, № 5, с. 446—447.

¹ В работе принимали участие М. И. Зуев, П. И. Потапов, М. М. Мельников, А. Ф. Брадуд, Л. И. Рябова и Л. И. Горькова.

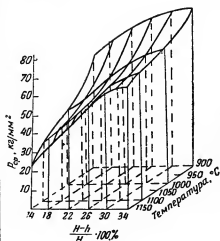


Рис. 48. Зависимость удельных давлений при горячей прокатке стали 4X14H14B2M от степени деформации и температуры прокатки

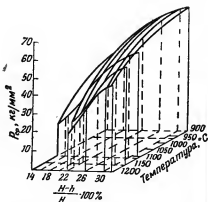


Рис. 49. Зависимость удельных давлений при горячей прокатке стали X10C2M от степени деформации и температуры прокатки

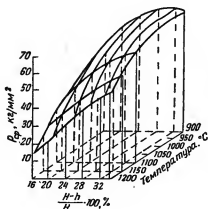


Рис. 50. Зависимость удельных давлений при горячей прокатке стали 1X18H9T от степени деформации и температуры прокатки

Анализ полученных данных дает возможность сделать следующие выводы².

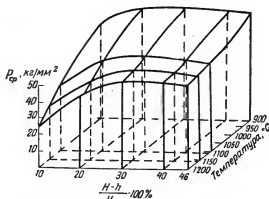


Рис. 51. Зависимость удельных давлений при горячей прокатке стали Р18 от степени деформации и температуры прокатки

1. С увеличением степени одноразовой деформации удельные давления при всех температурах растут лишь до некоторого предела (до обжатия 30—35%); с дальнейшим ростом деформации (выше 35%) повышения давлений почти не наблюдается. Таким образом, максимальные величины удельных давлений прокатки отвечают размеру одноразовой деформации примерно в 35%.

2. С понижением температуры прокатки с 1200 до 900° удельные давления плавно увеличиваются, причем наибольший их рост отвечает низким степеням деформации (табл. 10).

3. Абсолютные величины удельных давлений при деформации в 30%, т. е. при отношении

$$\frac{B}{H} = 1,25 \quad \text{и} \quad \frac{h}{D} = 4,7\%$$

и при скорости прокатки 4,5 м/сек в интервале температур от 1200 до 900° принимают следующие значения, кг/мм²:

Р18	50—70
4Х14Н14В2М	60—85
1Х18Н9Т	45—65
Х10С2М	45—70

² Следует иметь в виду, что в данном исследовании обжатия изменялись за счет конечной толщины полосы h при постоянстве исходной толщины H (20 мм), в зависимости от чего происходило и изменение условий напряженного состояния металла в зеве валков. Прим. ред.

Таблица 10

Повышение удельного давления (Δp) при 900° по сравнению с давлением при 1200°

Сталь	Степень деформации, %	Δp , %	Сталь	Степень деформации, %	Δp , %
P18	15	100	1X18H9T	15	150
	20	50		20	175
	25	40		25	100
	30	30		30	50
4X14H14B2M	15	150	X10C2M	15	300
	20	100		20	200
	25	50		25	100
	30	40		30	55

7. ТЕОРИЯ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПО ДУГЕ ЗАХВАТА И ПОДСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ ПРОКАТКИ*

Допущения и упрощения

Излагая свою «точную» теорию распределения удельного давления по дуге контакта, Оровэн¹ допустил, что дуга контакта цилиндрическая, коэффициент трения f постоянен по дуге контакта, уширение отсутствует; пренебрег упругим сжатием полосы; считал, что сохраняются условия пластичности Губера — Мизеса, т. е. допустил, что гидростатическое напряжение не оказывает влияния на предел текучести.

В своей теории «равномерного сжатия» Оровэн² сделал дополнительно допущение, предположив, что при прокатке имеет место равномерное сжатие, т. е. что плоское сечение, перпендикулярное направлению прокатки, остается плоским и горизонтальные (σ_x) и вертикальные (τ_y) напряжения являются главными напряжениями, постоянными по всему этому сечению.

Условие пластичности выражается уравнением

$$k = 1,15 \sigma_s = \sigma_y - \tau_x. \quad (1)$$

* D. R. Bland, H. Ford, The Calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling with Tensions, Proc. Inst. Mechanical Eng. 1948, v. 159, № 39, p. 144—163, Реф. Я. Галлая.

¹ E. Orowan, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1943, v. 150, part II, p. 146.

² E. Orowan, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1943, v. 150, part I, p. 140—

167. См. перевод Я. С. Галлая и Л. М. Зарошійского, Сталь, 1946, № 6, с. 416—424, а также ч. IV, с. 371—395.

В излагаемой теории приняты те же допущения и следующие упрощения:

1) нормальное удельное давление $p \approx \sigma_y$;

$$2) \left(\frac{p}{k} - 1 \right) \frac{d}{d\varphi} (h_\varphi \cdot k) \ll h_\varphi k \frac{d}{d\varphi} \frac{p}{k};$$

3) $\sin \varphi \approx \varphi$; $\cos \varphi \approx 1$, за исключением случая, когда $(1 - \cos \varphi)$ велико по сравнению с другими величинами.

В этом случае принимают, что

$$1 - \cos \varphi = \frac{\varphi^2}{2}.$$

Уравнение удельного давления

Рассуждая подобно Оровэну, авторы приходят к такому же, как у него, уравнению²:

$$\frac{dt}{d\varphi} = 2pR' (\sin \varphi \pm f \cos \varphi), \quad (2)$$

где R' — радиус деформированной дуги контакта.

Второе уравнение, вытекающее из уравнения пластичности и упрощения 1:

$$p = \sigma_x + k = \frac{t}{h_\varphi} + k. \quad (3)$$

Из (2) и (3) получаем

$$\frac{d}{d\varphi} [h_\varphi (p - k)] = 2pR' (\sin \varphi \pm f \cos \varphi); \quad (4)$$

$$h_\varphi k \frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p}{k} \right) + \left(\frac{p}{k} - 1 \right) \frac{d}{d\varphi} (h_\varphi k) = 2pR' (\sin \varphi \pm f \cos \varphi).$$

Учтя упрощение 2, получаем

$$h_\varphi k \frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p}{k} \right) = 2pR' (\sin \varphi \pm f \cos \varphi);$$

$$\int \frac{\frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p}{k} \right)}{\frac{p}{k}} d\varphi = \int \frac{2R'}{h_\varphi} (\sin \varphi \pm f \cos \varphi) d\varphi.$$

Приняв упрощение 3, имеем

$$\int \frac{\frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p}{k} \right)}{\frac{p}{k}} d\varphi = \int \frac{2R' (\varphi \pm f)}{h + R' \varphi^2};$$

$$\log \left(\frac{p}{k} \right) = \log \frac{h_{\varphi}}{R'} \pm 2f \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h}} \varphi \right) + C;$$

$$p = Ck \frac{h_{\varphi}}{R'} e^{\pm fa}, \quad (5)$$

где

$$a' = 2 \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h}} \varphi \right). \quad (6)$$

У выхода металла из валков $\sigma_x = -\sigma_n$ и $a = 0$,

где σ_n — переднее натяжение.

Тогда из (3) $p_2 = \kappa_2 - \sigma_n$ и (5):

$$C = \frac{k_2 - \sigma_n}{\frac{h}{k_2 R'}} = \frac{R'}{h} \left(1 - \frac{\sigma_n}{k_2} \right); \quad (7)$$

подставляем в (5)

$$p^+ = \frac{kh_{\varphi}}{h} \left(1 - \frac{\sigma_n}{k_2} \right) e^{fa'}. \quad (8)$$

Аналогично

$$p^- = \frac{kh_{\varphi}}{H} \left(1 - \frac{\sigma_3}{k_1} \right) e^{f(a'_1 - a')}, \quad (9)$$

где σ_3 — заднее натяжение;

p^- — величина p на 1-й части дуги контакта;

$$a'_1 = 2 \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{R'}{h}} a \right).$$

В случае отсутствия переднего и заднего натяжения³

$$p^+ = \frac{kh_{\varphi}}{h} e^{fa'}; \quad (10)$$

$$p^- = \frac{kh_{\varphi}}{H} e^{f(a'_1 - a')}. \quad (11)$$

³ Принимая, что $\sigma_n = 0$ и $\sigma_3 = 0$, авторы считают, что в обычных условиях процесса прокатки какое-либо силовое воздействие на металл до плоскости входа и за плоскостью выхода отсутствует. Между тем как раз здесь имеется переход к внешним частям («жестким концам») прокатываемой полосы, взаимодействующим с основной массой металла в зеве валков. Как показывают опытные данные, удельное давление заметно зависит от этого взаимодействия и его необходимо учитывать в соответствующих формулах (см., например, статью А. И. Целикова в журнале «Сталь», 1958, № 5, стр. 434, в которой он в ответ на указания о неправомерности его формулы признает необходимость учета влияния «жестких концов»). *Прим. ред.*

Сопоставление кривых удельного давления

На рис. 52 и 53 приведены кривые распределения удельного давления по дуге контакта, подсчитанные по «точному» методу Оровэна, по графическому методу «равномерного сжатия» Оровэна, по методу Блэнда и Форда в случае большого угла захвата

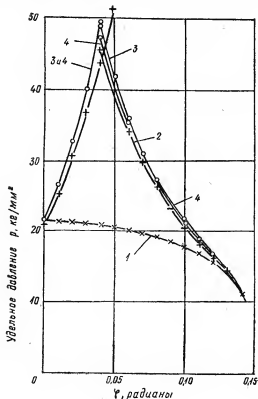


Рис. 52. Распределение удельного давления по дуге контакта при холодной прокатке алюминия. Обжатие 50%; $H = 2$ мм; $R' = 100$ мм; $f = 0,2$:

1 — предел текучести; 2 — Оровэн, точный метод; 3 — Оровэн, графический метод; 4 — Блэнд и Форд

и значительного трения. Из рис. 52 и 53 видно, что принятые в данной теории упрощения не вызвали существенных отклонений результатов от «точной» теории Оровэна, хотя первый проход, для которого подсчитаны кривые рис. 52, дает предельные условия холодной прокатки.

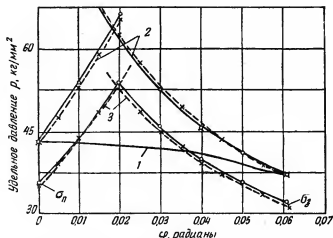


Рис. 53. Распределение удельного давления по дуге контакта при холодной прокатке меди. Второй проход — 30%-ное обжатие. $H_0 = 2,5$ мм; $H = 1,78$ мм; $h = 1,25$ мм; $f = 0,086$; $R = 125$ мм; — Оровэн, точный метод, — Блэйд и Форд, $\sigma_0 = 8$ кг/мм², $\sigma_3 = 5$ кг/мм².

1 — предел текучести; 2 — прокатка без натяжения; 3 — прокатка с натяжением

Формула давления прокатки

Давление прокатки, приходящееся на единицу ширины полосы

$$P = \int_0^{\alpha} \tau_y R' d\varphi = R' \int_0^{\alpha} \tau_y d\varphi. \quad (12)$$

Приняв упрощение 1, получим

$$P = R' \left[\int_0^{\alpha} p^+ d\varphi + \int_{\alpha}^{\pi} p^- d\varphi \right]. \quad (13)$$

Средний предел текучести k_{cp} по дуге контакта

$$k_{cp} = \frac{\int_0^{\alpha} k d\varphi}{\alpha}. \quad (14)$$

Если принять

$$k_{cp} \approx k, \quad (15)$$

то ошибка при подсчете P составит от 0 до -2% .

Тогда из (13), (10) (11) и (15)

$$P = R' k_{\text{ср}} \left[\int_0^1 \frac{h_{\varphi}}{h} e^{fa'} d\varphi + \int_1^a \frac{h_0}{H} e^{f(a'_1 - a')} d\varphi \right]. \quad (16)$$

Для решения (16) введем две независимые переменные

$$a = f \sqrt{\frac{R'}{h}}; \quad (17)$$

$$u = \frac{H-h}{H} = 1 - \frac{h}{H}. \quad (18)$$

Примем

$$\psi = \frac{\varphi}{f}. \quad (19)$$

Тогда из (17) и (19)

$$\frac{h_1}{h} = \frac{h + R'\psi^2}{h} = 1 + \frac{a^2}{f^2} \psi^2 = 1 + a^2 \psi^2. \quad (20)$$

Из (18) и (20)

$$\frac{h_1}{H} = \frac{h \cdot h_{\varphi}}{H \cdot h} = (1-u)(1+a^2\psi^2). \quad (21)$$

Из (17) и (19)

$$fa' = 2f \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{R'}{h}} \varphi = 2a \cdot \operatorname{arctg} a \psi. \quad (22)$$

Из (17) и (18)

$$\begin{aligned} \psi_1 &= \frac{a}{f} = \frac{1}{f} \sqrt{\frac{H-h}{R'}} = \\ &= \frac{1}{f} \sqrt{\frac{h}{R'}} \sqrt{\frac{H-h}{h}} = \frac{1}{a} \sqrt{\frac{H-h}{h}}; \end{aligned} \quad (23)$$

$$fa'_1 = 2a \cdot \operatorname{arctg} a \psi_1 = 2a \cdot \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{H-h}{h}}; \quad (24)$$

$$fa'_1 = f \frac{a'_1}{2} - \frac{1}{2} \ln \frac{H}{h} = a \cdot \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{H-h}{h}} - \frac{1}{2} \ln \frac{H}{h}. \quad (25)$$

Из (22)

$$\psi_1 = \frac{1}{a} \operatorname{tg} \frac{fa'_1}{2a},$$

где

$$\psi_1 = \frac{1}{a} \operatorname{tg} \left(\frac{1}{2} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{H-h}{h}} - \frac{1}{4a} \ln \frac{H}{h} \right). \quad (26)$$

Подставляем (20), (21), (22), (24) в (16) и заменяем переменную интегрирования φ на ψ

$$\begin{aligned} \frac{P}{fR'k_{cp}} = & \int_0^{\psi_1} (1 + a^2\psi^2) e^{2a \cdot \operatorname{arctg} a\psi} d\psi + \\ & + \frac{h}{H} e^{2a \cdot \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{H-h}{h}}} \int_{\psi_1}^{\psi_2} (1 + a^2\psi^2) e^{-2a \cdot \operatorname{arctg} a\psi} d\psi. \end{aligned} \quad (27)$$

Из уравнения (27) видно, что $\frac{P}{fR'k_{cp}}$ является функцией a , $\frac{H-h}{H} = u$, ψ_1 и ψ_2 . Но из (23) и (26) следует, что последние две величины в свою очередь являются функциями первых двух. Таким образом, $\frac{P}{fR'k_{cp}}$ является функцией только двух величин a и u , т. е. $\delta_1(a, u)$. Следовательно, уравнение (27) может быть переписано так:

$$P = fR'k_{cp} \delta_1(a, u). \quad (28)$$

Для функции $\delta_1(a, u)$ можно построить график, но максимальная точность при всех соотношениях достигается при возможно меньшем отношении максимальной величины к минимальной. Это требование лучше удовлетворяется новой функцией

$$\delta_2(a, u) = a \sqrt{\frac{H-h}{h}} \cdot \delta_1(a, u). \quad (29)$$

Из (28) и (29)

$$P = k_{cp} \sqrt{R'(H-h)} \cdot \delta_2(a, u). \quad (30)$$

График для функции $\delta_2(a, u)$ представлен на рис. 54. Величина P , подсчитанная по формуле (30) при помощи графика рис. 54, отличается от подсчетов по формулам Оровэна и Эке-лунда не больше чем на 2% (табл. 11) и оказывается примерно на 10% ниже опытной⁴.

⁴ Уместно отметить, что по опытным данным «жесткие концы» полосы повышают удельное давление, причем это повышение может доходить до 20% и даже более. *Прим. ред.*

Таблица 11

Опытные и расчетные величины P (на единицу ширины) при прокатке
 меди $H_0 = 2,5$ мм, $f = 0,086$

$\frac{H-h}{H} \cdot 100\%$	Номер прохода	H , мм	h , мм	B_{cp} мм	k_{cp} кг/мм ²	R' мм	P опытн. кг/мм	P расч., кг/мм			
								Оровни	Бленд и Форд	Экелунд	Тринкс-Карман
5	1	2,57	2,43	76,0	19,4	150	118	94,5	94,5	100	94,5
5	9	1,72	1,64	76,0	40,0	196,5	193	—	169	173	165
10	1	2,59	2,36	76,0	22,1	147,2	173	138	142	142	142
10	9	1,15	1,04	76,0	46,0	195,0	272	252	252	266	256
20	1	2,64	2,15	76,0	28,3	143,5	307	268	268	272	272
20	8	0,56	0,45	76,7	51,5	223,0	401	—	398	410	405
30	1	2,59	1,80	76,5	32,5	140,5	394	386	394	382	386
30	6	0,41	0,30	77,2	52,5	258,0	620	632	626	580	610
40	1	2,57	1,54	76,6	35,1	139,0	465	480	485	465	505
50	1	2,59	1,30	76,8	37,6	138,0	520	583	583	544	580
60	1	2,56	1,03	76,8	39,3	138,0	615	675	670	606	—
80	1	2,60	0,51	77,0	43,3	137,0	775	900	900	693	—

* Н. Форд, Researches into the Deformation of Metals by Cold Rolling, Proc. Inst. Mech. Eng. Appl. Mech, 1947, v. 159, № 39, p. 115 — 143. Реф. Я. Галаян.

k_{cp} для меди и стали можно брать из кривой для предела текучести k при 60% от обжатия за данный проход. Ошибка при этом получается меньше 2%.

8. СИЛЫ, ДЕЙСТВУЮЩИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ В СТАНЕ КВАРТО*

Рассмотрим случай прокатки полосы на стане кварто при следующих условиях:

- а) вертикальная ось рабочих валков смещена относительно вертикальной оси опорных валков;
- б) диаметры опорных D_0 и рабочих D_p валков и шеек опорных d_0 и рабочих d_p валков соответственно равны между собой;
- в) полоса движется равномерно без ускорения или замедления;
- г) валки вращаются с одинаковыми окружными скоростями;
- д) прокатываемый металл однороден по механическим свойствам.

* М. М. Сафьян. Взаимодействие сил при прокатке в стане кварто. Сталь, 1948, № 12, с. 1095—1098.

Введем при этом следующие обозначения (рис. 55):

P — равнодействующая сил, действующих со стороны полосы на валки;

T — равнодействующая сил трения между рабочим и опорным валками;

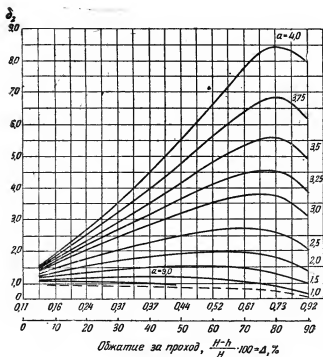


Рис. 54. Диаграмма функции $\delta_2\left(a, \frac{H-h}{H}\right)$ для подсчета давления по формуле (30); $a = l \sqrt{\frac{R'}{h}}$. Пунктирная кривая для минимального значения a

Q — давление на шейки рабочего валка, вызываемое механизмом уравнивания рабочих валков;

T_1 — трение в подшипниках рабочих валков от вертикальных сил, действующих на шейку;

$X_p Y_p X_0, Y_0$ — горизонтальные и вертикальные составляющие сил реакции, действующие соответственно на шейки рабочих и опорных валков;

- T_2 — трение в подшипниках рабочих валков от горизонтальных сил, действующих на шейки;
 ψ — угол между вертикалью и линией, соединяющей центры опорного и рабочего валков;
 f — коэффициенты трения в подшипниках опорных и рабочих валков;

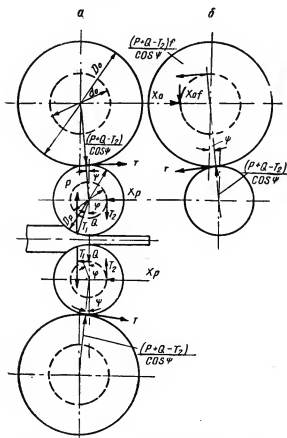


Рис. 55. Взаимодействие сил при прокатке в стане кварто

ψ — угол, характеризующий расположение точки приложения равнодействующей давления металла на валки P .

При взаимодействии сил, показанном на рис. 55¹, давление между рабочим и опорным валками выражается формулой ²

$$\frac{P + Q - T_2}{\cos \psi}, \quad (1)$$

При равномерном движении полосы равнодействующая сил, действующих со стороны полосы на валок (P), должна быть направлена по вертикали, а горизонтальная проекция всех сил, действующих на рабочие валки, равна нулю

$$\Sigma X = T_1 + X_p - T \cos \psi - \frac{(P + Q - T_2) \sin \psi}{\cos \psi} = 0, \quad (2)$$

где

$$T_1 = Qf; \quad T_2 = X_p f; \quad T = \frac{(P + Q - T_2) f d_0}{\cos \psi D_0}. \quad (3)$$

Подставив эти значения в уравнение (2), получим после преобразования

$$X_p = \frac{(P + Q) \left(f \frac{d_0}{D_0} + \operatorname{tg} \psi \right) - Qf}{1 + f^2 \frac{d_0}{D_0} + f \operatorname{tg} \psi}. \quad (4)$$

При роликовых подшипниках у станов кварто $f = 0,003 \div 0,005$, сила Q незначительна по сравнению с силой P ; поэтому с допустимой точностью можно принять

$$f^2 \approx 0; \quad f \operatorname{tg} \psi \approx 0; \quad Qf \approx 0.$$

что значительно упрощает формулу (4):

$$X_p = P \left(f \frac{d_0}{D_0} + \operatorname{tg} \psi \right). \quad (5)$$

Для случая, когда рабочие валки смещены по отношению к опорным в сторону входа полосы в стан, формула принимает такой вид:

$$X_p = P \left(f \frac{d_0}{D_0} - \operatorname{tg} \psi \right). \quad (6)$$

В нормальных условиях, даже при самых малых смещениях валков

$$\operatorname{tg} \psi > f \cdot \frac{d_0}{D_0}, \quad (7)$$

поэтому при расположении рабочих валков на стороне входа реакция подшипников этих валков меньше, чем при смещении на

¹ В данной статье рассматриваются лишь равнодействующие силы P и T , причем метод определения самих этих сил не затрагивается вовсе, что, конечно, очень упрощает задачу автора. *Прим. ред.*

² Весом опорного валка при расчете пренебрегаем.

сторону выхода полосы из стана, и направлена в противоположную сторону. Таким образом, чтобы уменьшить горизонтальное усилие, действующее на подшипниках, следует несколько смещать рабочие валки в сторону входа полосы в клеть.

Однако при эксплуатации возможны резкие колебания коэффициента трения в подшипниках³, причем неравенство (7) принимает вид

$$f \frac{d_0}{D_0} \geq \operatorname{tg} \psi \quad (8)$$

и горизонтальное усилие, действующее на подшипник, становится равным нулю или даже меняет направление, что приводит к горизонтальной игре валка в пределах зазоров подшипников и понижает точность профиля прокатываемой полосы.

В этом случае следует рекомендовать смещение валков в сторону выхода полосы; при смещении же их на переднюю сторону стана необходимо увеличить угол ψ , чтобы обеспечить стабильность неравенства (7).

Чтобы найти горизонтальные и вертикальные давления опорных валков на подшипники, спроектируем силы, действующие на опорные валки, на горизонтальные и вертикальные оси (рис. 55, б).

$$\Sigma X = \frac{(P + Q - T_r) \sin \psi}{\cos \psi} + T \cos \psi + \frac{P + Q - T_r}{\cos \psi} f \cos \psi - X_0 = 0.$$

После подстановки значений сил трения по уравнению (2) и преобразования получаем

$$X_0 = (P + Q) \left(\operatorname{tg} \psi + f \frac{d_0}{D_0} + f \right) - X_p f \left(\operatorname{tg} \psi + f \frac{d_0}{D_0} + f \right). \quad (9)$$

Но так как при малом значении f произведение

$$f \left(\operatorname{tg} \psi + f \frac{d_0}{D_0} + f \right) \approx 0,$$

то вторым слагаемым в уравнении (9) можно пренебречь:

$$X_0 = (P + Q) \left(\operatorname{tg} \psi + f \frac{d_0}{D_0} + f \right). \quad (10)$$

Для случая расположения рабочих валков на стороне входа полосы в стан формула (10) принимает вид

$$X_0 = (P + Q) \left(f + f \frac{d_0}{D_0} - \operatorname{tg} \psi \right). \quad (11)$$

Вертикальное давление на подшипник опорного валка находим из выражения

$$Y_0 = P + Q - X_p f. \quad (12)$$

³ Например, при недостаточной смазке или неправильном монтаже подшипников.

Крутящий момент, приводящий в движение два рабочих вала, определяется суммой моментов всех сил, действующих на рабочие валки

$$M_{np} = 2 \left(P \frac{D_p}{2} \sin \varphi + T_1 \frac{d_p}{2} + T_2 \frac{d_p}{2} + T \frac{D_p}{2} \right). \quad (13)$$

После подстановки в формулу (13) значений сил T_1 , T_2 и T получаем

$$M_{np} = PD_p \sin \varphi + Qfd_p + \frac{(P+Q)fD_p d_0}{\cos \psi D_0} + \\ + P \left(\frac{f^2 d_0}{D_0} + f \operatorname{tg} \psi \right) + X_p \frac{f^2 D_p d_0}{\cos \psi D_0}. \quad (14)$$

В этом уравнении последними двумя слагаемыми можно пренебречь, тогда формула момента прокатки примет вид:

$$M_{np} = P \left(D_p \sin \varphi + \frac{fD_p d_0}{\cos \psi D_0} \right) + Qf \left(d_p + \frac{D_p d_0}{\cos \psi D_0} \right). \quad (15)$$

Отсюда находим мощность, необходимую для приведения во вращение двух валков⁴ (л. с.):

$$N = \frac{Pv}{37,4} \left(\sin \varphi + \frac{fd_0}{D_0 \cos \psi} \right) + \frac{Qfv}{37,4} \left(\frac{d_p}{D_p} + \frac{d_0}{D_0 \cos \psi} \right), \quad (16)$$

где v — окружная скорость валков, м/сек.

По Целикову⁵, упругое сжатие валков не оказывает влияния на момент прокатки, если считать, что удельное давление не меняется при упругом сжатии валков и что равнодействующая давления металла на валки проходит посредине дуги захвата⁶.

Однако в случае холодной прокатки равнодействующая давления металла на валки не проходит посредине дуги захвата и при упругом сжатии валков в очаге деформации плечо a силы P изменяется и может быть определено из выражения (рис. 56)

$$a = c \sqrt{\frac{D_p}{2} \Delta h + x_0^2} - x_0 + cx_0, \quad (17)$$

где c — коэффициент положения равнодействующей давления на валки (0,35—0,45);

$$x_0 = \frac{pD_p}{19000},$$

где p — удельное давление металла на валки.

⁴ Здесь диаметры D_p , D_0 , d_p и d_0 должны быть выражены в метрах, а силы P и Q — в килограммах.

⁵ А. И. Целиков. Прокатные станы, Металлургиздат, 1946.

⁶ Т. е. $\varphi = \frac{\alpha}{2}$, что можно принять лишь в порядке большого приближения.

В действительности угол φ зависит от ряда условий прокатки. Прим. ред.

При холодной прокатке формула (15) приобретает вид:

$$M_{np} = P \left(c \sqrt{\frac{D_p}{2} \Delta h + \left(\frac{p D_p}{19000} \right)^2} - \frac{p D_p}{19000} + \frac{p D_p}{19000} + \frac{f D_p d_0}{\cos \psi D_0} \right) + Q f \left(d_p + \frac{D_p d_0}{\cos \psi D_0} \right). \quad (18)$$

Если к полосе приложить внешнюю силу (холодная прокатка с натяжением), то равнодействующая давления металла на валки отклонится от вертикали на угол δ вправо или влево в зависимости от соотношения сил R_1 и R_2 (рис. 57)⁷.

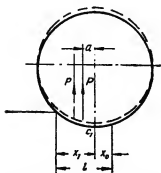


Рис. 56. Смещение равнодействующей давления металла на валки при упругом сжатии валков в очаге деформации (при холодной прокатке)

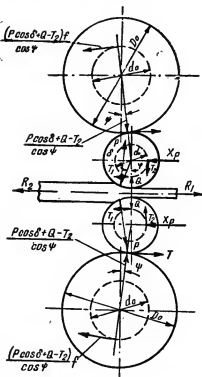


Рис. 57. Взаимодействие сил при холодной прокатке с натяжением

Определим величину горизонтальной силы, действующей на рабочие валки при прокатке с натяжением при условии

$$R_1 > R_2; \quad R_1 - R_2 = R.$$

⁷ Приложение к полосе внешней силы сказывается на условиях напряженного состояния металла в зеве валков и тем самым на удельном и полном давлении. Поскольку автор исходит из готового значения равнодействующей P , не интересуюсь определением самого этого значения, то и данный вопрос выпадает из его поля зрения. Прим. ред.

Сумма горизонтальных проекций всех сил, действующих на рабочий валок, равна нулю:

$$\Sigma X = T_1 + X_p - P \sin \delta - T \cos \psi - \frac{P \cos \delta + Q - T_2}{\cos \psi} \sin \varphi = 0, \quad (19)$$

где

$$T_1 = Qf; \quad \sin \delta = \frac{R}{2P}; \quad T = \frac{(P \cos \delta + Q - T_2) f d_0}{\cos \psi D_0};$$

$$\cos \delta = \frac{\sqrt{4P^2 - R^2}}{2P}.$$

Подставив эти значения в формулу (19), получим после преобразования уравнение

$$X_p = \frac{\frac{R}{2} + \left(\frac{\sqrt{4P^2 - R^2}}{2} + Q \right) \left(\frac{f d_0}{D_0} + \operatorname{tg} \psi \right) - Qf}{1 + \frac{f^2 d_0}{D_0} + f \operatorname{tg} \psi}, \quad (20)$$

которое после упрощений, принятых при выводе формул (5) и (6), принимает вид

$$X_p = \frac{R}{2} + \frac{\sqrt{4P^2 - R^2}}{2} \left(f \frac{d_0}{D_0} + \operatorname{tg} \psi \right). \quad (21)$$

Для случая, когда $R_2 > R_1$; $R = R_2 - R_1$, имеем

$$X_p = \frac{\sqrt{4P^2 - R^2}}{2} \left(f \frac{d_0}{D_0} + \operatorname{tg} \psi \right) - \frac{R}{2}. \quad (22)$$

Сравнение уравнений (21) и (22) с формулами (5) и (6) показывает, что горизонтальное усилие, действующее на валки при прокатке с натяжением, может достичь значительных размеров; для уменьшения напряжений в шейках рабочих валков следует поэтому устанавливать упорные ролики.

Момент, необходимый для вращения двух рабочих валков при прокатке с натяжением (рис. 57), находим из выражения

$$M_{np} = 2 \left(\frac{T_1 d_p}{2} + \frac{T_2 d_p}{2} + P \cos \delta \frac{D_p}{2} \sin \varphi - \right. \\ \left. - P \sin \delta \frac{D_p}{2} \cos \varphi + \frac{T D_p}{2} \right). \quad (23)$$

После подстановки в него значений T_1 , T_2 , T , $\sin \delta$ и $\cos \delta$ и преобразования с принятыми упрощениями получаем

$$M_{np} = \frac{1}{2} V \sqrt{4P^2 - R^2} \left(D_p \sin \varphi + \frac{fd D_p}{\cos \psi D_0} \right) + \\ + Qf \left(d_p + \frac{d_0 D_p}{\cos \psi D_0} \right) - \frac{R}{2} (D_p \cos \varphi - f d_p). \quad (24)$$

Для случая холодной прокатки $\sin \varphi$ можно определить, применив формулу (17) (рис. 56):

$$\sin \varphi = \frac{2a}{D_p} = \frac{2}{D_p} \left(c \sqrt{\frac{D_p}{2} \Delta h + x_0^2} - x_0 + c x_0 \right). \quad (25)$$

Наблюдающимся при упругом сжатии вала укорочением радиуса, проведенного из центра вала в точку C_1 , пренебрегаем⁸.

9. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПО ДУГЕ ЗАХВАТА *

Из экспериментальных кривых Люэга¹ следует, что при холодной прокатке меди, алюминия и мягкой стали удельное давление на валки имеет наибольшую величину между серединой дуги захвата и точкой выхода полосы из валков, т. е. вблизи нейтрального угла; при горячей же прокатке полосы мягкой стали удельное давление резкого максимума не имеет и остается почти постоянным; напряжения сжатия растут с увеличением трения и относительного обжатия и с уменьшением толщины полосы.

Однако изолированное рассмотрение процессов холодной и горячей прокатки не дало возможности Люэгу сделать правильные выводы о влиянии температуры, толщины полосы и внешнего трения на характер распределения удельного давления по дуге захвата. Иг. М. Павлов² показал, что уменьшение толщины полосы при постоянном абсолютном обжатии приводит к подъему всей кривой и к большему развитию максимума. А. И. Целиков³ считает, что при горячей прокатке Люэг не получил резкого повышения удельного давления в критическом сечении, по-видимому, лишь вследствие изменения толщины образца, взятой им значительно большей, чем при холодной прокатке.

⁸ Поскольку для использования формул автора необходимо знание суммарных сил (равнодействующих), практическое значение этих формул неясно (предполагается опытное определение этих сил или необходим их расчет по какому-либо методу? Какому?) *Прим. ред.*

* В. П. Северденко. Распределение удельного давления по дуге захвата. *Сталь*, 1949, № 3, с. 335.

¹ W. Lueg, *Stahl u. Eisen*, 1933, В. 53, № 14, S. 346—352.

² Теория прокатки и основы пластической деформации, ГОНТИ, 1938, с. 371.

³ Расчет и конструирование прокатных машин-орудий, ГОНТИ, 1938, с. 30.

Экспериментальная проверка этих положений имеет несомненный интерес.

Методика исследования

Использованная нами для непосредственного определения истинного удельного давления металла на валки емкостная месдоза конструкции Сведе-Швец вставляется в гнездо сектора; стальной штифт, выходящий на его поверхность, имеет диаметр 1,88 мм.

Для передачи * слабых токов от вмонтированной в валок мездозы к усилителю применили контактные кольца, частично погруженные в ртутные ванны; это дало возможность избежать дополнительных искажений в цепи мездоза — усилитель.

Все опыты проводили * на ленточном стане дуо $D = 150$ мм, $L = 180$ мм, $v = 0,35$ м/сек.

Специально * сконструированная для нагрева полос трубчатая электрическая печь была вмонтирована в стол прокатного стана таким образом *, что во время нагрева ее можно было отводить на некоторое расстояние от валков для предотвращения их нагрева. К моменту выдачи полосы печь передвигали по направляющим непосредственно к валкам.

В качестве ** материала для исследования использовали малоуглеродистую сталь с 0,12 и 0,22% С, электролитическую медь и свинец.

Прокатку вели как на сухих валках, так и на валках, смазанных керосином и подсолнечным маслом.

Перед прокаткой стальные полосы подвергали отжигу при 900° , а медные — при 650° . Для удаления окислов стальные полосы протравливали в 10%-ном растворе соляной кислоты, а медные — в 10%-ном растворе серной кислоты.

Перед прокаткой полосы и валки обезжиривали.

Во всех случаях полосы задавали в валки при помощи направляющих линеек таким образом, что измерительный штифт оказывался на середине ширины прокатываемой полосы.

Результаты исследования

Для выяснения влияния температуры на распределение удельного давления по дуге захвата прокатали стальные полосы с 0,12% С сечением $1,8 \times 30$ мм при температуре от 20 до 1000° (через 100°), причем во всех случаях начальное положение валков было одинаковым.

* Op. cit., с. 336.

** Op. cit., с. 337.

Результаты опытов приведены на рис. 58 (d — диаметр штифта (1,88 мм); l — длина пояса деформации, полученная расчетным путем⁴; l' — фактическая длина пояса деформации с учетом упругой деформации валков).

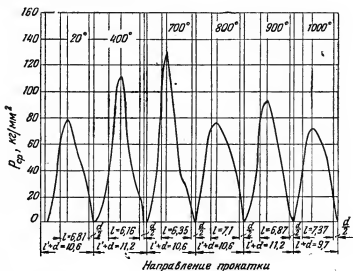


Рис. 58. Изменение удельного давления по дуге захвата в зависимости от температуры при прокатке стальных (0,12% С) полос ($H = 1,8$ мм; $B = 30$ мм)

Во всех случаях прокатки при температурах от 20 до 1000° характер распределения удельного давления одинаков: удельное давление имеет максимум между серединой дуги захвата и точкой выхода полосы из валков.

На кривых * удельных давлений отсутствуют участки, на которых это давление остается постоянным или почти постоянным.

В следующей серии опытов была поставлена такая же задача, что и в первой, но для более толстых стальных полос сечением 10×10 мм (0,22% С), нагретых до 700—800—900 и 1000°; полосы прокатывали с примерно одинаковыми обжатиями.

Результаты прокатки этих полос приведены на рис. 59.

При прокатке стальных полос сечением 10×10 мм на кривых удельных давлений резко выраженные максимумы отсутствуют;

⁴ По формуле $l = \sqrt{R(H-h)}$. В связи с замечанием А. П. Грудева (Сталь, 1951, № 5, с. 471) автор исправил величины l , которые мы и нанесли на рис. 58. Прим. сост.

* Ор. cit., с. 338.

удельное давление в начале прокатки резко повышается, затем остается почти постоянным и в конце дуги захвата быстро падает до нуля.

Как и в первой серии опытов, удельное давление имеет максимум между серединой дуги захвата и точкой выхода полосы из валков.

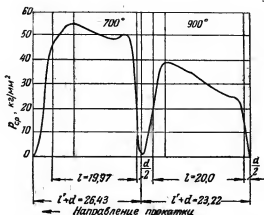


Рис. 59. Изменение удельного давления по дуге захвата в зависимости от температуры при прокатке стальных (0,22% С) полос ($H = 10,0$ мм)

В следующей серии опытов для выяснения влияния толщины полосы на характер распределения удельного давления по дуге захвата прокатывали медные* полосы толщиной от 2 до 8 мм шириной 8,0 мм, причем во всех случаях обжатие было примерно одинаковым (57,7—59,8%).

Результаты прокатки полос четвертой серии приведены на рис. 60, из которого следует, что при прокатке полос толщиной до 4,0 мм удельные давления имеют максимальные значения между серединой дуги захвата и точкой выхода полосы из валков, т. е. характер кривых таков же, как при холодной и горячей прокатке стальных полос.

При прокатке полос толщиной больше 4 мм кривые удельных давлений имеют такой же вид, как и при горячей прокатке стальных полос толщиной 10 мм.

Для изучения влияния внешнего трения на характер распределения удельного давления по дуге захвата прокатывали медные полосы сечением 2×8 мм со смазкой валков и полосы керосином и подсолнечным маслом. При прокатке с обжатием 59,5% (смаз-

* Ор. cit., с. 339.

ка подсолнечным маслом) максимальное удельное давление не превышало $27,2 \text{ кг/мм}^2$, а при прокатке * медной полосы на сухих валках составляло $89,1 \text{ кг/мм}^2$.

При прокатке сравнительно тонких полос со смазкой распределение удельного давления по дуге захвата примерно такое же,

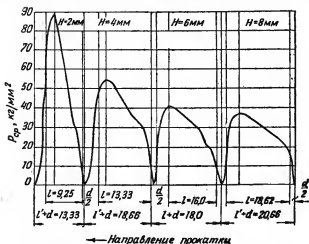


Рис. 60. Изменение удельного давления по дуге захвата в зависимости от толщины полосы при холодной прокатке медных полос

как и при холодной и горячей прокатке толстых полос (толще 3—4 мм).

Выводы

1. Распределение удельного давления по дуге захвата, в частности развитие максимума на кривой этого давления, зависит главным образом от толщины полосы.

2. Изменение температуры прокатки, оказывая существенное влияние на величину удельного давления, не меняет характера распределения удельного давления по дуге захвата; форма кривых удельных давлений оказывается одинаковой при холодной и при горячей прокатке, но зависит от толщины полосы.

3. Изменение внешнего трения сказывается не только на величине удельного давления, но и на характере его распределения по дуге захвата; увеличение трения вызывает развитие миниму-

* Оп. cit., с. 340.

ма удельного давления; применение смазки, наоборот, ослабляет развитие этого максимума и действует в том же направлении, как и рост толщины полосы⁵.

10. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИИ *

Оборудование и металл для опытов

Влияние скорости на процесс холодной прокатки изучали на стане кварто с рабочими валками диаметром $D = 180,5$, опорными валками $D_0 = 370$ и $L = 370$ мм.

Стан приводился в действие электродвигателем переменного тока через ременную передачу и редуктор; мощность мотора около 43,5 л. с.

Редуктор имел три ступени скоростей, номинальная окружная скорость валков была 0,34; 1,32 и 5,1 м/сек.

Для определения давления металла на валки использовали достаточно надежные индуктивные месдозы Гросвальда, Маркелова и Сведе-Швец; эти месдозы имели, однако, недостаток — их нельзя было подключить к осциллографу и показания приходилось записывать на основании визуальных наблюдений, точность которых несколько ограничивалась сравнительно небольшим размахом стрелки миллиамперметра на шкале.

Исследованные ** образцы малоуглеродистой (0,12% С) светлоотожженной стали имели ширину 60 мм и толщину 2; 1; 0,5 и 0,25 мм. Чтобы изучить влияние исходного состояния образцов на процесс деформации при различных скоростях прокатки, часть образцов толщиной 1 мм подвергли предварительной нагартовке (10; 20; 30; 40 и 50%). При испытаниях на низкой скорости применяли образцы длиной 400, на средней 600 и на высшей скорости 1000 мм.

Результаты опытов

При большой скорости прокатки светлоотожженной стали с исходной толщиной 2 мм сопротивление деформации в 4-м пропуске заметно понизилось (рис. 61), хотя обжатие при этой скорости составляло 57,5%, а при наименьшей скорости только 31,16%.

⁵ Очевидно, отмечаемые автором факторы действуют на удельное давление и на распределение давления по контактной поверхности в одной общей связи благодаря соответствующим, вызываемым ими изменениям в условиях объемного напряженного состояния металла в зеве валков. *Прим. ред.*

* М. А. Лейченко. Влияние скорости на процесс холодной деформации, *Сталь*, 1949, № 8, с. 722.

** *Op. cit.*, с. 725—727.

При прокатке светоотожженных лент толщиной 1 мм положительное влияние скорости на сопротивление деформации сказывалось уже во 2-м пропуске (рис. 62); в 3-м же пропуске это влияние становилось довольно большим. Сопротивление деформации стали в 3-м пропуске при скорости прокатки 0,338 м/сек составило 280,7 вместо 235 кг/мм² при скорости прокатки 4,92 м/сек, хотя при меньшей скорости прокатки за этот пропуск получена вытяжка 1,37, а при большей 1,58.

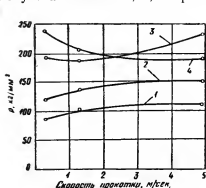


Рис. 61. Влияние скорости холодной прокатки на сопротивление деформации ($H=2$ мм, светоотожженный). Цифры на кривых — номера пропусков

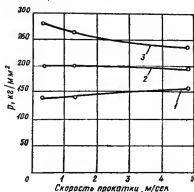


Рис. 62. Влияние скорости холодной прокатки на сопротивление деформации ($H=1$ мм, светоотожженный). Цифры на кривых — номера пропусков

При прокатке светоотожженной ленты толщиной 0,25 мм со скоростью 0,338 м/сек сопротивление деформации достигало в 1-м пропуске 350 кг/мм², а при скорости прокатки 4,92 м/сек лишь 216,3 кг/мм².

Таким образом, сопротивление деформации в 1-м пропуске при скорости прокатки 0,338 м/сек оказалось на 62% выше, чем при скорости прокатки 4,92 м/сек, хотя вытяжка в этом пропуске составляла при наименьшей скорости 1,28 и при высшей 2,21.

Из сопоставления данных рис. 61 и 62 можно сделать вывод, что чем меньше исходная толщина ленты, тем раньше и эффективнее проявляется положительное влияние скорости на сопротивление деформации.

На рис. 63 и 64 показано влияние скорости прокатки на сопротивление деформации образцов, имевших до опытов нагартовку 10 и 50%.

Предварительно нагартованные на 10% образцы имели во всех пропусках при скорости прокатки 0,338 м/сек более высокое сопротивление деформации, чем при скорости прокатки 4,92 м/сек (рис. 63). При этом во всех пропусках сопротивление деформации

ции при средней скорости прокатки (1,315 м/сек) оказалось выше, чем при наименьшей (0,338 м/сек) и наибольшей скоростях (4,92 м/сек).

Примерно аналогичные соотношения получены и при прокатке образцов, предварительно нагартованных на 20; 30; 40 и 50% (рис. 64).

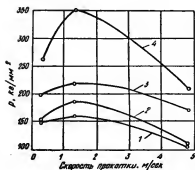


Рис. 63. Влияние скорости холодной прокатки на сопротивление деформации ($H = 1$ мм, нагартованный на 10%). Цифры на кривых — номера пропусков



Рис. 64. Влияние скорости холодной прокатки на сопротивление деформации ($H = 1$ мм, нагартованный на 50%). Цифры на кривых — номера пропусков

Анализ этих соотношений показал, что чем выше степень предварительной нагартовки, тем раньше и эффективнее проявляется влияние скорости прокатки на сопротивление деформации.

В процессе опытов ленты смазывали керосином (за исключением трех лент толщиной 2 мм и трех — толщиной 1 мм, пропущенных по одной при каждой скорости через все проходы без смазки).

Выводы

1. Утверждения Зибеля, Люэга и Помпа¹, Эмике и Лукаса² и др. об отсутствии влияния скорости холодной прокатки на сопротивление деформации и другие характеристики процесса безусловно неверны и объясняются неправильным обобщением результатов опытов, проведенных при очень ограниченных режимах прокатки.

¹ W. Lueg, A. Pomp, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1935, B. 17, H. 20, S. 219—230, а также ч. III, стр. 270—273.

² O. Emicke, K. Lukas, Z. Metallkde, 1942, B. 34, № 2, S. 25—38, а также ч. IV, стр. 332—344.

2. Скорость холодной прокатки оказывает определенное влияние на основные характеристики процесса; при одной и той же установке нажимных винтов и прочих равных условиях получаются большие вытяжки и меньшее сопротивление деформации при более высоких скоростях прокатки.

3. Чем тоньше исходная лента и чем выше степень предварительной ее нагартовки, тем раньше и тем эффективнее сказывается влияние скорости холодной прокатки на характеристику процесса. При исходной толщине светлоотожженной ленты 0,25 мм влияние скорости прокатки резко сказывается уже в 1-м пропуске.

4. Предположения некоторых исследователей о возможности положительного влияния увеличения скорости прокатки на вытяжку и сопротивление деформации вследствие улучшения условий смазки при высоких скоростях, по-видимому, являются ошибочными, так как в наших опытах, а также и в опытах Форда³ влияние скорости для лент, прокатанных без смазки, оказалось практически таким же, как и для лент, прокатанных со смазкой.

5. Утверждение С. И. Губкина о частичном разупрочнении металла посредством возврата при прокатке на стане Стекля с высокими скоростями деформации может быть принято в качестве объяснения возможности прокатки на этом стане стали с большими суммарными обжатиями между отжигами. Но этим явлением нельзя объяснить значительного понижения сопротивления деформации тонкой и твердой стали при высоких скоростях холодной прокатки⁴.

6. Для объяснения уменьшения сопротивления деформации при высоких скоростях прокатки повышением температуры ленты необходимы специальные исследования, так как результаты опытов показывают, что тепло, развивающееся от работы деформации и трения металла о валки, по-видимому, недостаточно для такого повышения температуры ленты, при котором предел текучести мог бы значительно уменьшиться⁵.

7. Влияние скорости процесса особенно заметно при холодной прокатке тонких и твердых или нагартованных лент, сопротивление деформации которых велико. В соответствии с этим можно предположить, что понижение сопротивления де-

³ H. Ford, J. Iron a. Steel Inst., 1947, v. 156, part 3, p. 380—398.
Реф. Сталь, 1950, № 8, с. 756—760.

⁴ Без тщательного опытного изучения этого вопроса отвергать такую возможность вряд ли правильно. Сам автор в следующем же пункте говорит о необходимости проведения специальных исследований температурных условий холодной прокатки ленты. *Прим. ред.*

⁵ A. Nadai, M. Mandjoine, J. Appl. Mech., 1941, v. 8, № 2, p. 277—291.

формации и увеличение вытяжки при высоких скоростях холодной прокатки объясняются:

а) ослаблением плющения рабочих валков при высоких скоростях прокатки, так как на распространение упругой деформации необходимо определенное время;

б) ослаблением плющения менее твердых опорных валков при высоких скоростях холодной прокатки, вследствие чего рабочие валки меньше врезаются в опорные.⁶

II. ВЛИЯНИЕ ПЕРЕДНЕГО И ЗАДНЕГО НАТЯЖЕНИЯ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИИ ТОНКОЙ СТАЛЬНОЙ ЛЕНТЫ*

Материал и прокатный стан

Для опытов была взята тонкая лента размерами $0,25 \times 15$ мм из следующих сталей:

1) высокоуглеродистой (бритвенной) стали с 1,12% С, $\sigma_b = 58$ кг/мм²; $\delta = 13\%$;

2) кремнистой (трансформаторной) стали с 2,92% Si; $\sigma_b = 54$ кг/мм²;

3) хромистой (нержавеющей) стали с 12,5% Cr; 0,14% С; $\sigma_b = 55$ кг/мм², $\delta = 22\%$;

4) хромоникелевой (нержавеющей) стали с 18,3% Cr, 8,5% Ni; $\sigma_b = 73$ кг/мм², $\delta = 55\%$.

После предварительной прокатки все стали (кроме хромоникелевой) были подвергнуты светлomu отжигу, а хромоникелевая сталь была закалена в воде.

На рис. 65, а приведены кривые наклепа (σ_s) всех сталей после холодной прокатки за один проход. Благодаря малой толщине образцов кривые легли необычно высоко по сравнению с обычными опытами. Наклеп трех сталей почти одинаков; хромоникелевая же сталь наклепывается значительно быстрее, чем другие. Так как для расчетов необходимо знать средний за данный проход предел текучести, т. е. среднее упрочнение, то данные рис. 65, а были отнесены к соответствующим средним за данный проход обжатиям (рис. 65, б).

⁶ Дело обстоит более сложно: всякое понижение давления металла на валки вызывает уменьшение упругих деформаций рабочих валков, что само по себе обуславливает сокращение контактной поверхности и соответствующее падение удельного давления (благодаря уменьшению влияния контактного трения). Говорить об ослаблении плющения валков в связи со скоростями распространения упругой деформации, конечно, совершенно невозможно, так как упругие деформации в теле валка распространяются практически мгновенно. *Прим. ред.*

* W. Lueg, E. Greiner, *Kaltwalzversuche mit Längszugspannungen*, Stahl u. Eisen, 1949, В. 69, № 24, S. 879—884. Реф. Я. Галлая.

Опыты производились на 12-валковом стане конструкции Рона. $D = 10$ мм, $L = 80$ мм. Валки были из закаленной углеродистой стали. Часть опытов была проведена на валках из твердого сплава. Однако, несмотря на большую разницу в упругости материала валков, не было обнаружено заметной разницы в давлении прокатки¹. Скорость прокатки составляла 0,03

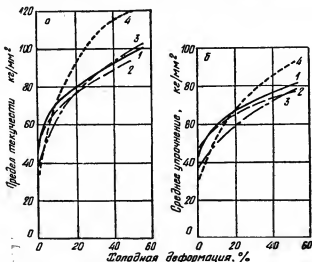


Рис. 65. Наклеп исследованных сталей:

1 — углеродистая; 2 — кремнистая; 3 — хромистая; 4 — хромоникелевая

и 0,1 м/сек. Давление металла на валки и величину заднего и переднего натяжений измеряли пружинными приборами камертонного типа.

Опыты проводили двумя методами: 1) ленту толщиной 0,25 мм прокатывали за один проход со все возрастающим обжатием; 2) такую же ленту прокатывали в несколько проходов с постоянным обжатием в каждом из них.

Результаты опытов

Обжатие за один проход

На рис. 66 и 67 приведены давление на валки на единицу ширины (P) и среднее сопротивление деформации (p_{cp}) при прокатке углеродистой стали с задним (σ_z) и передним (σ_n) натяжением. По мере увеличения σ_n давление на валки и со-

¹ См. P. O. Strandell, A. Leufvén, Jernkont. Ann., 1953, v. 137, № 3, S. 100—113, а также ч. VI, стр. 262.

противление деформации падают. Особенно эффективно переднее натяжение действует на снижение сопротивления деформации при небольших обжатиях (рис. 66), действие же заднего натяжения более эффективно при больших обжатиях (рис. 67): P и p уменьшаются почти в два раза.

Разница во влиянии σ_n и σ_z на P и $p_{ср}$ особенно наглядно выявляется на рис. 68 и 69. По мере повышения переднего натяжения σ_n степень снижения давления P остается одинаковой для различных обжатий u (рис. 68), а при повышении заднего натяжения давление снижается тем интенсивнее, чем больше обжатие (рис. 69). Такие зависимости обнаружены при прокатке всех четырех сталей.

На основании их выведена формула²

$$\frac{P}{B} = \frac{p_{ср} \sqrt{R(H-h)}}{\eta} - a_2 \sigma_z u - c \sigma_n, \quad (1)$$

где η — к. п. д. деформации, равный для всех сталей с гладкой поверхностью 0,60, а для хромистой стали с окисленной поверхностью 0,5;

$$a = 0,02; \quad c = 0,3; \quad u = \frac{H-h}{H}.$$

Тонкие наклонные линии на рис. 68 и 69 выражают уравнение (1) при данных u .

Коэффициенты η , a и c следует проверить на основании других опытных данных, полученных на станах с валками большего диаметра и при прокатке более толстых лент. На рис. 70 сопоставлено давление на валки и среднее сопротивление деформации при прокатке четырех сталей с передним натяжением 40 и задним — 20 кг/мм². Характер изменения давления P соответствует кривым наклепа (рис. 65)³.

² Как следует из текста статьи, данная формула (кроме своей основной части) — чисто эмпирическая, отражающая найденные авторами опытные зависимости. При отсутствии натяжения со стороны входа и выхода имеем

$$\frac{P}{B} = \frac{p_{ср} \sqrt{R(H-h)}}{\eta}$$

или

$$P = p_{ср} \frac{B \sqrt{R(H-h)}}{\eta}.$$

Таким образом, основная часть формулы автора соответствует общепринятой формуле, если не считать наличия коэффициента η , который, по-видимому, может быть отнесен только к влиянию упругих деформаций валков (?). *Прим. ред.*

³ С этим выводом нельзя согласиться, так как хромоникелевая сталь (кривая 4 на рис. 65) наклепывается интенсивнее, чем другие стали, а между тем P и $p_{ср}$ для нее при обжатии в 40% и больше не возрастает. *Прим. ред.*

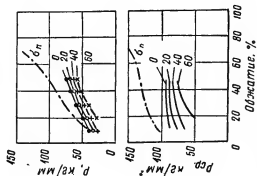


Рис. 66. Влияние переднего натяжения σ_n на давление на валки P и среднее сопротивление деформации $P_{ср}$ при прокатке стали (1,12% C), $H = 0,25$ мм с задним натяжением $\sigma_3 = 20$ кг/мм², $\sigma_n = 0$; $\sigma_3 = 0$

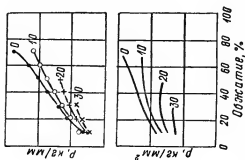


Рис. 67. Влияние заднего натяжения σ_3 на давление на валки P и среднее сопротивление деформации $P_{ср}$ при прокатке стали с 1,12% C; $H = 0,25$ мм; $\sigma_n = 20$ кг/мм². Цифры на кривых σ_3

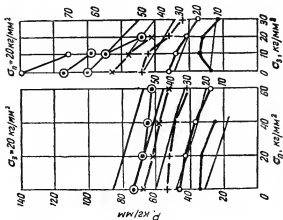
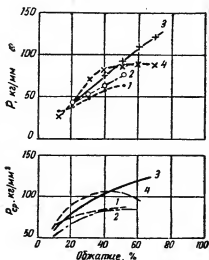


Рис. 68 и 69. Влияние σ_n и σ_3 на давление металла на валки при различных обжатиях $u = \frac{H-h}{H} \cdot 100\%$, сталь

с 1,12% C, $H = 0,25$ мм

Рис. 70. Давление и сопротивление деформации при прокатке различных сталей; $\sigma_3 = 20 \text{ кг/мм}^2$; $\sigma_n = 40 \text{ кг/мм}^2$:
1 — углеродистая с 1,13% С; 2 — кремни-
стая; 3 — хромистая; 4 — хромоникелевая



Опыты прокатки в несколько проходов

Из рис. 71 следует, что давление при прокатке углеродистой стали возрастает во 2-м проходе, а затем остается примерно постоянным. Повышение скорости прокатки с 0,03 до 0,2 м/сек не оказывает существенного влияния. При прокатке хромоникелевой стали (рис. 71, б) с обжатием 10% за проход давление быстро растет от 1-го до 3-го прохода, а затем вплоть до 9-го рост его незначителен. При 20, 30 и 40%-ном обжатии за проход картина аналогична, но, начиная с 70% суммарного обжатия, P снова начинает быстро расти. При малых обжатиях влияния скорости не наблюдается. При 40 и 50%-ном обжатии за проход повышение скорости прокатки с 0,03 до 0,2 м/сек снижает P в среднем на 10 кг/мм^2 .

Среднее сопротивление деформации (рис. 72) в первом проходе (нижняя линия) возрастает по мере повышения обжатия. У углеродистой стали (рис. 72, а) после суммарного обжатия в 60% сопротивление деформации растет независимо от числа предшествовавших проходов. У хромоникелевой стали (рис. 72, б) это явление наступает при 80%-ном обжатии, когда P_{cp} , подсчитанное без учета сплющивания валков, достигает 300 кг/мм^2 .

В данной серии опытов нельзя было наглядно выявить влияния заднего и переднего натяжений из-за малых абсолютных размеров ленты и валков.

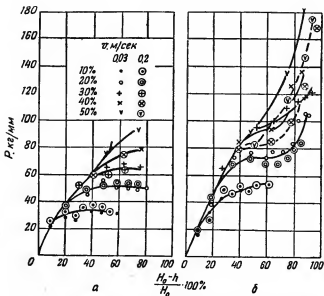


Рис. 71. Давление при прокатке с постоянным обжатием по проходам; $\sigma_0 = 20 \text{ кг/мм}^2$; $\sigma_n = 40 \text{ кг/мм}^2$;
 а — углеродистая сталь; б — хромоникелевая

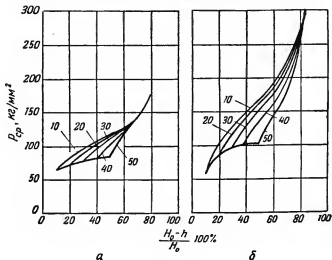


Рис. 72. Среднее сопротивление деформации при прокатке с постоянным обжатием по проходам: пологие кривые — первый проход; $\sigma_0 = 20 \text{ кг/мм}^2$; $\sigma_n = 40 \text{ кг/мм}^2$.
 Цифры на кривых и, %:

а — углеродистая сталь; б — хромоникелевая

12. СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИИ КРОВЕЛЬНОГО ЖЕЛЕЗА *

Среднее сопротивление металла деформации может быть подсчитано по следующей, предложенной нами ранее формуле:

$$p_{cp} = \sigma_n \left(1,15 + cf \sqrt{\frac{R(H-h)}{h}} \right), \quad (1)$$

где σ_n — истинное напряжение, учитывающее влияние скорости.

С. И. Губкин¹ рекомендует для подсчета этого сопротивления (без вывода) более простую формулу

$$p_{cp} = \sigma_n \left(1 + f \sqrt{\frac{R}{h}} \right), \quad (2)$$

в которой второе слагаемое представляет собой приведенный коэффициент трения².

П. Мельников³ на основании опытов Зибеля и Нидергофа вывел эмпирическую формулу

$$p_{cp} = p_H + 12,5 \frac{H-h}{H} + \frac{0,22}{h/D} - 8,75. \quad (3)$$

Однако подсчеты по всем этим формулам громоздки, недостаточно точны и требуют наличия опытных данных для $\sigma_n = \varphi(T)$; кроме того, нельзя считать достаточно определенным и коэффициент трения f .

Поэтому значительное распространение получил метод подсчета давления на валки по экспериментально найденной величине p_{cp} ⁴.

В связи с отсутствием исчерпывающих опытных данных для сопротивления деформации при прокатке сутунки и тонких листов, т. е. при $\frac{h}{D} 100 = 0,8 \div 0,15\%$ и температуре от 600 до 1000°, нами проведено специальное исследование в лабораторных и производственных условиях⁵.

Лабораторные опыты

Для исследований взяли три плавки малоуглеродистой ста-

* Я. С. Галлаи. Сопrotивление деформации при горячей прокатке тонколистовой малоуглеродистой стали. *Сталь*, 1949, № 11, с. 1011.

¹ Теория обработки металлов давлением, Металлургиздат, 1947.

² А. Я. Хейн. Процесс ленточной и тонколистовой прокатки, Металлургиздат, 1941, с. 78.

³ *Сталь*, 1938, № 1, с. 38—41, а также ч. IV, стр. 325—332.

⁴ Определение полного давления прокатки по опытной величине сопротивления деформации металла p начали применять на практике с давних пор, во всяком случае раньше, чем появились приводимые здесь формулы. *Прим. ред.*

⁵ В экспериментальной части работы принимали участие инж. А. П. Атрашенко, Д. Я. Гуревич, Н. И. Кацман.

9 Материалы по теории прокатки

ли: 1) 0,09% С; 0,02% Si, 2) 0,14% С; 0,02% Si; 3) 0,16% С; 0,15% Si.

Прокатку производили на чугунных шлифованных валках диаметром 200 мм при скорости 0,3 м/сек. Полосы шириной 60 мм прокатывали при температурах от 600 до 1000° с обжатиями от 6 до 30%.

После прокатки полосы имели толщину от 4 до 0,6 мм; таким образом

$$\frac{h}{D} \cdot 100 = 2 \div 0,3\%.$$

Всего прокатали 520 образцов стали с 0,09% С и 120 образцов остальных плавок. Давление на валки измеряли индуктивными месдозами и одновременно индикатором давления (тензометром). Сопротивление деформации $p_{\text{ср}}$ подсчитывали по формуле Кодрона.

Для выяснения влияния получающейся при нагреве окалины на сопротивление металла деформации прокатали две партии образцов:

а) нагретые непосредственно до 600°;

б) нагретые до 900° и затем охлажденные до 600° (что соответствует заводским условиям).

Нагрев производили в муфельной электрической печи со сравнительно небольшим окислением; поэтому сопротивление деформации в обоих случаях оказалось одинаковым, хотя при первом варианте* нагрева образцы имели значительно меньшую окалину, чем при втором.

Состояние поверхности валков существенно влияет на сопротивление деформации (рис. 73). Количественные характеристики состояния поверхности определяли на двойном микроскопе Линника.

Шлифованные валки имели 9—10-й класс чистоты согласно ГОСТ 2789—45, а шероховатые 6—7-й, что соответствует высоте неровностей в первом случае 0,5—1,5 и во втором 3—10 м.

Столь значительное — почти двукратное — увеличение сопротивления деформации на шероховатых валках (рис. 73) наблюдается при очень тонких полосах ($h=0,6$ мм)⁶; по мере увеличения толщины металла влияние состояния поверхности валков уменьшается, но все же остается весьма значительным, чего до настоящего времени по существу не учитывали. Дальнейшие лабораторные опыты производили на шлифованных валках 9—10-го класса чистоты.

Влияние температуры на сопротивление деформации стали 0,09% С показано на рис. 74 и 75. С понижением температу-

* Ор. cit., с. 1012—1014.

⁶ $p_{\text{ср}}$ подсчитывали без учета сплющивания валков Прим. сост.

ры сопротивление растет тем сильнее, чем тоньше полоса, что объясняется увеличением влияния подпирющих сил (отношения поверхности к объему). На всех кривых с обжатием до 20% наблюдается перелом при 850—900°, соответствующий переходу γ -железа в α -железо.

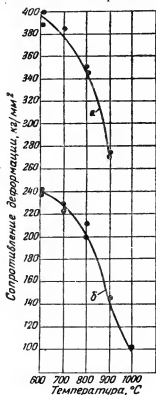


Рис. 73. Влияние состояния поверхности валков на сопротивление деформации стали с 0,09% С:
а — шероховатые валки; б — шлифованные ($h = 0,6$ мм)

С повышением обжатия сопротивление деформации настолько возрастает, что влияние полиморфного превращения становится незаметным.

С повышением обжатия сопротивление растет; при уменьшении толщины полосы кривые становятся более крутыми.

Уменьшение толщины полосы резко увеличивает сопротивление деформации, причем кривые зависимости имеют характер ги-

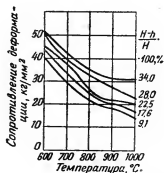


Рис. 74. Влияние температуры при различных обжатиях на сопротивление деформации стали с 0,09% С ($h = 3$ мм)

перболы. Толщина листа оказывает значительно более сильное влияние, чем температура и обжатие, что особенно ясно из объемной диаграммы (рис. 76). Этим объясняется стремление прокатчиков не столько повышать температуру процесса или понижать обжатия, сколько вести прокатку сложенных в пачки листов («сдвигать», «четверить» и т. д.), чтобы искусственно

увеличивать толщину проката, одновременно резко уменьшая сопротивление металла деформации⁷.

На диаграмме рис. 77 полученные нами данные для 23%-ного обжатия сопоставлены с рассчитанными по формулам

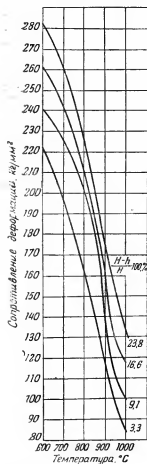


Рис. 75. Влияние температуры при различных обжатиях на сопротивление деформации стали с 0,09% С ($h = 0,6$ мм)

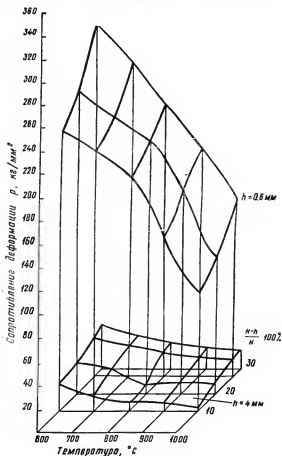


Рис. 76. Влияние температуры, обжатия и толщины полосы на сопротивление деформации стали с 0,09% С

⁷ Прокатка листов пачками имеет значение также и для замедления остывания тонких листов. *Прим. ред.*

Мельникова, Губкина и автора⁸. При $\frac{h}{D} \cdot 100 = 2\%$ (рис. 77, нижние кривые) подсчет по формуле Мельникова и автора дает совпадающие результаты, несколько превышающие экспериментальные данные, что, по-видимому, следует объяснить принятым нами преувеличенным коэффициентом трения (0,32—0,36).

При $\frac{h}{D} \cdot 100 = 0,75\%$ (рис. 77, верхние кривые) формула Мельникова дает наилучшие результаты; подсчеты по нашей формуле совпадают с опытными данными до 800°, а при более низких температурах оказываются более высокими.

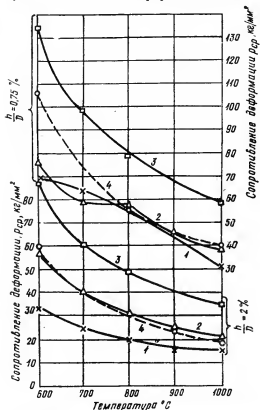


Рис. 77. Сопоставление экспериментальных данных (1) с расчетными по формулам Мельникова (2), Губкина (3) и автора (4)

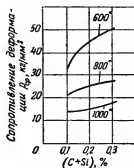


Рис. 78. Влияние суммарного содержания (C + Si) в стали на ее сопротивление деформации при различных температурах ($h = 4,0$ мм; обжатие 24%)

Формула Губкина дает во всех случаях чрезмерно высокие показатели.

Влияние химического состава малоуглеродистой стали на сопротивление деформации приведено на рис. 78.

⁸ В формуле (1) принято $c = 1,4$.

Так как кремний, как и углерод, повышает сопротивление деформации, то на рис. 78 показано совместное влияние суммарного содержания (C+Si); с его повышением сопротивление деформации растет тем интенсивнее, чем ниже температура прокатки.

Заводские опыты

Результаты лабораторных опытов могли быть использованы в промышленных условиях только после сопоставления с аналогичными данными, полученными на заводском стане. Поэтому исследование было повторено в заводских условиях (по сокращенной программе).

Испытания проводили со сталью 0,09% C, 0,02% Si; образцы прокатывали из нагретой сутунки до требуемых размеров, причем изготовили две серии образцов: одну для прокатки с обжатиями от 9 до 30% до $h = 4$ мм и другую для прокатки до $h = 3$ мм. Прокатку на более тонкие размеры не производили, так как при получении более тонких листов применяют прокатку пачками, конечная толщина которых всегда больше 3 мм. Образцы имели ширину 740 мм и длину от 250 до 500 мм. Их нагревали до 1000° в сутуночной печи, а затем охлаждали у стана до требуемой температуры. Прокатку вели на чугунных валках диаметром 600 мм, состояние поверхности которых отвечало 8—9-му классу чистоты.

Сопротивление деформации* при прокатке в заводских условиях оказалось на 10—20% выше, чем в лабораторных, что объясняется увеличением диаметра валков и скорости деформации.

Влияние этих факторов при условии равенства истинного сопротивления деформации в заводских и лабораторных условиях ($p_{зав} = p_{лаб}$) может быть выражено следующим соотношением:

$$\frac{\sqrt{R_{зав}}}{h_{зав}} f_{зав} u_{зав} = c_1 \frac{\sqrt{R_{лаб}}}{h_{лаб}} f_{лаб} u_{лаб}, \quad (4)$$

где u — скорость деформации;

c_1 — коэффициент пропорциональности (в нашем случае $c_1=2$).

После подстановки соответствующих величин получаем

$$h_{лаб} = 0,85 h_{зав}. \quad (5)$$

Таким образом, чтобы по лабораторным кривым найти сопротивление деформации для конечной толщины $h_{зав}$, необходимо использовать кривую, соответствующую конечной толщине $h_{лаб}$, равной $0,85 h_{зав}$.

* См. цит., с 1015.

Для проверки соответствия результатов заводских и лабораторных опытов соотношениям (4) и (5) заводские данные сопоставили с пересчитанными лабораторными (рис. 79); совпадение заводских и скорректированных данных при температурах от 600 до 1000°, обжатиях от 10 до 30% и толщине листа $h = 3$ и 4 мм следует признать достаточно хорошим.

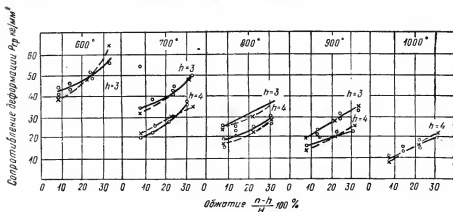


Рис. 79. Сопоставление значений сопротивления деформации, полученных в заводских опытах, с скорректированными лабораторными (пунктирные кривые) при различных температурах и конечных толщинах листа

Следовательно, лабораторными кривыми можно пользоваться для заводских расчетов, вводя переводный коэффициент толщин, учитывающий различие в диаметрах, скоростях деформации и коэффициентах трения (в нашем случае 0,85)⁹.

Выводы

1. Формулы для подсчета сопротивления деформации (1) и (3) можно применять для полос с $\frac{h}{D} \cdot 100 \geq 0,75\%$; при меньших толщинах листа и в особенности при низких температурах (600—700°) все предложенные формулы дают значительно уменьшенные результаты.

2. Переходные формулы (4) и (5) дают возможность пользоваться лабораторными данными для заводских расчетов,

⁹ Автор вовсе не рассматривает влияния ширины полосы, между тем в лабораторных условиях он использовал образцы шириной только 60 мм, а в заводских условиях прокатывали листы шириной 740 мм. Такая большая разница в ширине не могла не сказаться на условиях напряженного состояния металла в зоне валков и соответственно на значениях сопротивления деформации.
Прим. ред.

учитывая различие в диаметре валков, скорости деформации и коэффициенте трения¹⁰.

13. НОМОГРАММА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ *

На основе результатов наших опытов изготовлены номограммы (рис. 80), дающие возможность определить давление металла при прокатке со смазкой (керосином) малоуглеродистой стали толщиной 2; 1; 0,5 и 0,25 мм¹ с обжатиями от 10 до 50% на станах с валками разного диаметра (давление принимается прямо пропорциональным ширине ленты)².

Степень обжатия, исходную толщину ленты и исходное состояние металла учитывали, так как опыты производили при различных обжатиях (от 10 до 50%), меняя толщину и степень предварительной нагартовки образцов.

Влияние диаметра валков на давление металла было учтено на основании имеющихся данных^{3,4}, в соответствии с которыми разрабатывали переводные коэффициенты для валков различного диаметра применительно к условиям наших опытов (переводный коэффициент 1,0 приняли для валков диаметром 135 мм).

В условиях наших заводов валки для холодной прокатки имеют примерно одинаково обработанную поверхность (шлифованную)⁵; в качестве смазки применяют в основном минеральные масла (на тихоходных станах) и эмульсии (на быстроходных).

¹⁰ В данной работе автор не затрагивает вопроса об упругих деформациях прокатных валков. Если определять среднее сопротивление металла деформации, учитывая изменение контактной поверхности под влиянием упругой деформации валков, то соответствующие значения будут ниже, причем поправка будет увеличиваться по мере уменьшения толщины листа, роста давления и деформации валков. *Прим. ред.*

* М. А. Лейченко. Давление металла на валки при холодной прокатке. Сталь, 1950, № 4, с. 332—334.

¹ Аналогичные номограммы Эмке и Люкаса предназначены для $H=4, 3$ и 2 мм (см. ч. VI, с. 74). *Прим. сост.*

² Тем самым автор допускает, что сопротивление деформации металла P , кг/мм², при холодной прокатке стальной ленты не зависит от ее ширины. Для значительного диапазона изменения ширины это вряд ли допустимо и во всяком случае требует опытной оценки погрешности. *Прим. ред.*

³ W. Lueg, A. Pomp, Mitteilungen K.-W. Institut für Eisenforschung, 1935, H. 5, S. 63—76, а также ч. III, стр. 264—268.

⁴ O. Emsicke, K. Lukas, Das Walzen von Leichtmetallen, Freiberg, 1944. Реф. в Бюллетене ЦИИИ МЧМ, 1948, № 6, стр. 4—21, а также ч. VI, с. 74.

⁵ Однако даже если исходное состояние поверхности валков после их обработки примерно одинаково, это состояние сильно изменяется по мере работы прокатного стана. Таким образом, можно пожалеть, что автор не исследовал также и влияние состояния поверхности валков. *Прим. ред.*

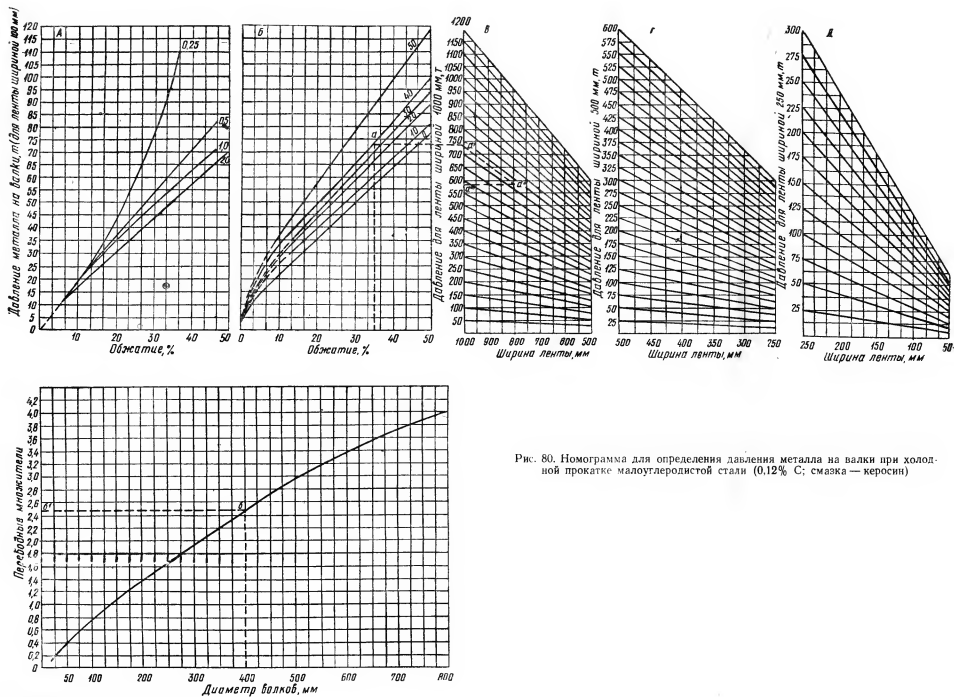


Рис. 80. Номограмма для определения давления металла на валки при холодной прокатке малоуглеродистой стали (0,12% С; смазка — керосин)



Наши опыты показали, что при использовании этих смазок величина коэффициента трения металла о валки изменяется незначительно.

Так как экспериментальную прокатку вели на шлифованных валках со смазкой образцов керосином, то этим практически учитывали и фактор трения между прокатываемым металлом и валками⁶.

Скорость прокатки, как показали наши опыты в этой области⁷, не оказывает влияния на давление в пределах того диапазона скоростей, в котором работают одноклетевые неререверсивные станы; ее влияние становится заметным лишь при прокатке твердых и тонких лент с большими скоростями.

Таким образом, в проведенных опытах учитывали все факторы, от которых зависит давление металла на валки, за исключением природы (химического состава) металла и натяжения⁸.

Номограмма включает:

1) диаграмму зависимости давления металла на валки от обжатия при прокатке ленты шириной 100 мм и толщиной 2; 1; 0,5 и 0,25 мм (рис. 80, А);

2) то же, для ленты толщиной 1 мм, имеющей в исходном состоянии предварительную нагартовку в 0; 10; 20; 30; 40 и 50% (рис. 80, Б);

3) номограмму для определения давления металла на валки при ширине ленты от 500 до 1000 мм (рис. 80, В);

4) номограмму для определения давления металла на валки при ширине ленты от 250 до 500 мм (рис. 80, Г);

5) номограмму для определения давления металла на валки при ширине ленты от 50 до 250 мм (рис. 80, Д);

6) график для определения переводных коэффициентов, на которые следует умножать полученные по номограмме значения давления металла в зависимости от диаметра валков.

Для примера пользования номограммой определим давление металла на валок при прокатке предварительно нагарто-

⁶ Были учтены условия трения только при смазке керосином. Как уже давно известно из опытных данных других авторов, переход от керосина к другим смазкам дает значительные изменения условий трения при холодной прокатке (см., в частности, опытные материалы в книге Иг. М. Павлова «Теория прокатки», ГОНТИ, 1938). *Прим. ред.*

⁷ М. А. Лейченко, 1949, № 8, с. 721—727, а также ч. VI, с. 122.

⁸ Как известно, влияние заднего и переднего натяжения на условия напращенного состояния металла в зеве валков, а тем самым и на сопротивление металла деформации — очень значительно. Поскольку обычный процесс холодной прокатки ленты всегда ведется с натяжением, то отсутствие учета этого важнейшего фактора в исследовании автора весьма понижает возможности практического использования его результатов. *Прим. ред.*

ванной на 40% ленты толщиной 1 мм и шириной 800 мм с обжатием в 35% за пропуск на валках диаметром 400 мм.

На диаграмме *Б* из точки оси абсцисс, соответствующей 35% обжатия, восстанавливаем перпендикуляр до пересечения с кривой, отвечающей 40% нагартовки — точка *а*. От точки *а* проводим параллельно оси абсцисс прямую до пересечения в точке *а'* с номограммой *В*, так как заданная ширина ленты (800 мм) находится на этой номограмме. От точки *а'* проводим наклонную *а'—а''* до пересечения с ординатой, соответствующей ширине ленты 800 мм, и сносим точку *а''* на ось ординат (точка *а'''*); производя отсчет, находим, что давление металла на валки диаметром 135 мм для заданных условий прокатки составляет 580 т.

Так как прокатка производится на валках диаметром 400 мм, полученное значение необходимо умножить на переводный коэффициент, который находим по диаграмме *Е*, сносая точку *б* кривой, соответствующую диаметру валка 400 мм, на ось ординат (точка *б'*); таким образом определяем, что значение переводного множителя для валков диаметром 400 мм составляет 2,46.

Следовательно, при прокатке ленты при заданных условиях давление металла на валки диаметром 400 мм достигает $580 \cdot 2,46 = 1427 \text{ т}^9$.

14. ВЛИЯНИЕ НАТЯЖЕНИЯ НА ДАВЛЕНИЕ И КРУТЯЩИЙ МОМЕНТ ПРИ ЛЕНТОЧНОЙ ПРОКАТКЕ*

1. Уравнения равновесия

При холодной прокатке тонкой ленты валок радиусом *R* сплющивается. Можно считать, что поверхность контакта при этом остается цилиндрической радиусом *R'*. Тогда центр валка *O* перемещается в точку *O'* (рис. 81). По формуле Хичкока¹

$$\frac{1}{R} - \frac{1}{R'} = \frac{P}{cl^2}, \quad (1)$$

где *P* — давление на единицу ширины;

c — коэффициент для стальных валков, равный 4500 кг/мм²;

$$l = \sqrt{R'(H - h)}. \quad (2)$$

⁹ При каком натяжении концов ленты? Или натяжение принимается отсутствующим вовсе? (см. предыдущее примечание)). *Прим. ред.*

* R. Hill. Relations between Roll-force, Torque and the Applied Tensions in Strip-rolling, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1950, v 163, № 58, 135—140. Реф. Я. Галлая.

¹ J. H. Hitchcock, ASME, 1935, p. 33.

Подставляя (2) в (1) и преобразуя, получаем

$$R' = R \left(1 + \frac{P}{c(H-h)} \right). \quad (3)$$

Так как при выводе формулы (1) Хичкок принял, что удельные давления распределяются симметрично относительно средней точки C контактной дуги, центр O' должен лежать на продолжении линии CO (рис. 81). Поэтому точка B выхода металла из валков несколько сместится вперед по отношению к первоначальной центральной линии валков. Если пренебречь упругой деформацией полосы, то можно принять, что касательная к точке B горизонтальна, а следовательно, линия $O'B$ вертикальна. Так как угол $BO'C = 1,2 \alpha$, то точка B находится впереди центра O на расстоянии $\frac{1}{2} (R' - R) \alpha$.

Плечо элементарной силы трения $f p R' d\varphi$ относительно центра O приблизительно равно R , и плечо элементарного нормального давления $p R' d\varphi$ равно примерно $\pm (R' - R) (\frac{1}{2} \alpha - \varphi)^2$.

Момент всех сил относительно центра O

$$M = \int_1^{\alpha} f p R R' d\varphi - \int_0^1 f p R R' d\varphi + \int_0^{\alpha} p R' (R' - R) \left(\varphi - \frac{1}{2} \alpha \right) d\varphi$$

или

$$\frac{M}{R R'} = f \left(\int_1^{\alpha} p d\varphi - \int_0^1 p d\varphi \right) + \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \int_0^{\alpha} p \left(\varphi - \frac{1}{2} \alpha \right) d\varphi. \quad (4)$$

В более ранних работах пренебрегали моментом нормального давления³; это допустимо только тогда, когда сплющивание валков невелико.

Уравнение равновесия горизонтальных сил

$$\begin{aligned} T = T_n - T_z &= 2 \int_0^{\alpha} p \sin \varphi R' d\varphi - \\ &- 2 \left(\int_1^{\alpha} f p \cos \varphi R' d\varphi - \int_0^1 f p \cos \varphi R' d\varphi \right), \end{aligned} \quad (5)$$

где T_n и T_z — переднее и заднее натяжения на единицу ширины, кг/мм².

Так как при ленточной прокатке $\alpha < 0,15$ радиана, то с до-

² Автор учитывает здесь сплющивание вала. *Прим. ред.*

³ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. of Mech. Eng., 1948, v. 159, № 39, p. 144—163, а также ч. VI, с. 99.

статочной точностью можно принять, что $\sin \varphi \approx \varphi$ и $\cos \varphi = 1$. Тогда

$$\frac{T}{2R'} = \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi - f \left(\int_1^{\alpha} p d\varphi - \int_0^1 p d\varphi \right). \quad (6)$$

Давление на единицу ширины

$$P = \int_0^{\alpha} p \cos \varphi R' d\varphi + \left(\int_1^{\alpha} f p \sin \varphi R' d\varphi - \int_0^1 f p \sin \varphi R' d\varphi \right). \quad (7)$$

Так как при холодной прокатке $f \approx \alpha$, то выражением в скобках можно пренебречь. Тогда

$$\frac{P}{R'} = \int_0^{\alpha} p d\varphi. \quad (8)$$

Из (4) и (6), исключая f , одинаковое в обоих случаях, получаем

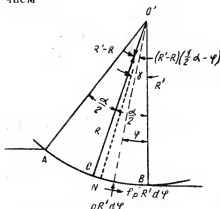


Рис. 81. Сплющивание валков по Хичкоку

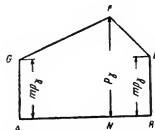


Рис. 82. Принятое распределение удельного давления по дуге контакта

$$\frac{M}{RR'} = \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi - \frac{T}{2R'} + \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \int_0^{\alpha} p \left(\varphi - \frac{1}{2} \alpha \right) d\varphi \quad (9)$$

или

$$M = R'^2 \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi - \frac{1}{2} RT - \frac{1}{2} (R' - R) \alpha P. \quad (10)$$

Подсчет $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$

Допустим, что удельные давления распределяются по дуге контакта согласно рис. 82. Удельное давление на входе $GA(p_1)$

или равное⁴ ему удельное давление на выходе EB (p_2), отнесенное к максимальному удельному давлению FN (p_1), обозначим через m :

$$m = \frac{p_1}{p_1} = \frac{p_1}{p_2}. \quad (11)$$

Покажем, что отношение между величинами $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$ не зависит от характера распределения удельного давления по дуге контакта.

Если p — удельное давление в некоторой точке контактной дуги, то

$$\frac{p}{p_1} = m + (1-m) \frac{\varphi}{\gamma}, \quad (0 \leq \varphi \leq \gamma); \quad (12)$$

$$\frac{p}{p_1} = m + (1-m) \left(\frac{\alpha - \varphi}{\alpha - \gamma} \right), \quad (\gamma \leq \varphi \leq \alpha), \quad (13)$$

где $0 \leq m \leq 1$. Интегрируем

$$\begin{aligned} \int_0^{\gamma} p d\varphi &= \frac{1}{2} (1+m) \gamma p_1 \quad \text{и} \quad \int_{\gamma}^{\alpha} p d\varphi = \frac{1}{2} (1+m) (\alpha - \gamma) p_1, \\ \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi &= \frac{1}{2} \int_0^{\alpha} p d(\varphi^2) = \frac{1}{2} [p \varphi^2]_0^{\alpha} - \frac{1}{2} \int_0^{\alpha} \varphi^2 dp = \\ &= \frac{1}{2} m \alpha^2 p_1 - \frac{1}{2} (1-m) p_1 \left(\int_0^{\gamma} \frac{\varphi^2 d\varphi}{\gamma} - \int_{\gamma}^{\alpha} \frac{\varphi^2 d\varphi}{\alpha - \gamma} \right) = \\ &= \frac{1}{6} \alpha [(1+2m)\alpha + (1-m)\gamma] p_1, \\ \int_0^{\alpha} p \left(\varphi - \frac{1}{2} \alpha \right) d\varphi &= \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi - \frac{1}{2} \alpha \int_0^{\alpha} p d\varphi = - \\ &= -\frac{1}{12} (1-m) (\alpha - 2\gamma) \alpha p_1. \end{aligned} \quad (14)$$

⁴ При холодной прокатке благодаря наклепу металла $p_2 > p_1$. Прим. сост.

Из (14), (4), (6) и (8) получаем

$$\frac{M}{RR'} = -\frac{1}{2} (1+m) (\alpha - 2\gamma) \left[1 - \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \times \right. \\ \left. \times \left(\frac{1-m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f} \right] \alpha p_T; \quad (15)$$

$$\frac{T}{R'} = \frac{1}{3} [(1+2m)\alpha + (1-m)\gamma] \alpha p_T - \\ - (1+m)(\alpha - 2\gamma) \alpha p_T, \quad (16)$$

$$\frac{P}{R'} = \frac{1}{2} (1+m) \alpha p_T. \quad (17)$$

Из (16) и (17) получаем формулу для нейтрального угла

$$\frac{\gamma}{\alpha} = \frac{\frac{1}{2} - \left(\frac{1+2m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f} + \frac{T}{4fP}}{1 + \left(\frac{1-m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f}}. \quad (18)$$

Из (18) и (15) получаем

$$\frac{M}{RR'} = \frac{\frac{1}{4} (1+m) \left(\alpha - \frac{T}{P} \right) \left[1 - \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \left(\frac{1-m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f} \right] \alpha p_T}{1 + \left(\frac{1-m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f}}. \quad (19)$$

Разделив (19) на (17), получим

$$\frac{M}{PR} = \frac{\frac{1}{2} \left(\alpha - \frac{T}{P} \right) \left[1 - \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \left(\frac{1-m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f} \right]}{1 + \left(\frac{1-m}{1+m} \right) \frac{\alpha}{6f}}. \quad (20)$$

Если считать, что m не зависит от T , то зависимость между $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$ будет линейной до тех пор, пока сплющивание не изменится в результате приложенных натяжений, влияющих на R' и α . Это изменение невелико, потому что даже при максимально возможном натяжении давление на валки снижается меньше чем на 30%, а при этом, если $\frac{R'}{R} < 1,25$, то $\frac{R'}{R}$ изменится максимум на 6%. Поэтому в уравнении (20) этим изменением можно пренебречь. Соответствующее колебание α или $\sqrt{\frac{H-h}{R'}}$ меньше чем 3%, в среднем — около 1,5%. Так как эта величина находится в пределах ошибки опытов, то, следовательно-

но, можно пренебречь колебаниями α и R' , вызванными изменениями прилагаемого натяжения.

Из опытных данных следует, что $m = 0,1 \div 0,2$. Если нейтральная точка совпадает с точкой выхода $\gamma = 0$, то из (4), (6) и (8) следует

$$\frac{M}{RR'} = f \int_0^{\alpha} p d\varphi + \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \int_0^{\alpha} p \left(\gamma - \frac{1}{2} \alpha \right) d\varphi =$$

$$= \left[f - \frac{1}{2} \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \alpha \right] \frac{P}{R'} + \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \left(\frac{T}{2R'} - \frac{fP}{R'} \right), \quad (21)$$

отсюда

$$\frac{M}{PR'} = f + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R}{R'} \right) \left(\alpha - \frac{T}{P} \right), \quad \gamma = 0, \quad (22)$$

или

$$f = \frac{M}{PR'} + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R}{R'} \right) \left(\alpha - \frac{T}{P} \right) =$$

$$= \frac{M}{PR} + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{R}{R'} \right) \left(\alpha - \frac{T}{P} - \frac{2M}{PR} \right), \quad \gamma = 0. \quad (23)$$

Это уравнение может быть применено для подсчета f из измеренных M и P при максимально возможном заднем натяжении, при котором еще осуществима прокатка⁵. Уравнение (23) является общим и при его выводе не сделано никаких допущений о характере распределения удельных давлений по дуге захвата.

Как уже указано было выше, зависимость между $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$ является линейной, что будет доказано экспериментально. Прямая пересекает ось $\frac{T}{P}$ в точке, равной α . Уравнение этой прямой

$$\frac{M}{PR} = \frac{M_0}{P_0 R} \left(1 - \frac{T}{P_\alpha} \right), \quad (24)$$

где M_0 и P_0 — крутящий момент и давление на валки, когда $T = 0$, т. е. $T_n = T_\alpha$.

Формула (23) может быть переписана так:

$$f = \left[1 + \left(1 - \frac{R}{R'} \right) \left(\frac{RP_0 \alpha}{2M_0} - 1 \right) \right] \left(\frac{M}{PR} \right)_{\gamma=0}. \quad (25)$$

Если пренебречь сплющиванием, то

$$f = \left(\frac{M}{PR} \right)_{\gamma=0}. \quad (26)$$

⁵ Т. е. при $\gamma = 0$ и соответственно при исключении опережения ($S_h = 0$).
Прим. ред.

Опытное определение зависимости $\frac{M}{PR}$ от $\frac{T}{P}$

Стальную отожженную ленту размерами $1,6 \times 76$ мм прокатывали на валках $D = 250$ мм с обжатиями 20; 30; 40 и 50% за

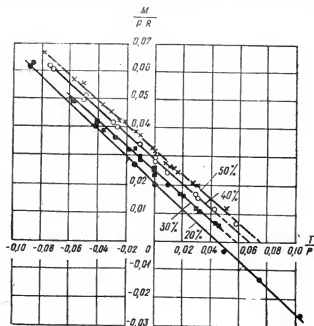


Рис. 83. Линейная зависимость $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$. Величины обжатий указаны на кривых

проход. Смазка производилась 10%-ной масляной эмульсией. Во время прокатки меняли заднее T_3 и переднее T_n натяжения. Угол захвата сплюсненного вала подсчитывали по формуле Хичкока, и он колебался в пределах 1—2% для всего диапазона натяжений при данном обжатии. Среднее значение $\frac{R'}{R}$ было 1,22; 1,21; 1,18; 1,16, а угол захвата соответственно 0,046; 0,0565; 0,0655 и 0,074 радиана. Во время опытов измеряли P , M , T_n , T_3 . На рис. 83 представлена зависимость между $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$.

Положительное значение $T = T_n - T_3$ означает, что было приложено только переднее натяжение, отрицательные величины T указывают на то, что прилагалось одно лишь заднее натяжение.

Для всех четырех степеней обжатия зависимость получалась линейной.

Значения $\frac{M_0}{P_0 R}$, когда $T = 0$ и линии пересекают ось ординат, получились равными 0,0205; 0,025; 0,029 и 0,032. Теперь можно подсчитать коэффициент трения f , пользуясь уравнением (25), полагая, что при максимальном заднем натяжении критическая точка совпадает с точкой выхода. Максимальное значение $\frac{M}{PR}$ для 20% обжатия 0,063; для 40% — 0,0616 и для 50% — 0,0665. Подставляя последовательно эти величины в уравнение (25), получим $f = 0,061$; 0,060 и 0,063. Так как, несмотря на столь большое заднее натяжение, прокатка все же происходила, критическая точка не точно совпадала с плоскостью выхода; следовательно, даже наибольшая величина $f = 0,063$ несколько меньше действительного коэффициента трения.

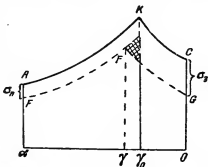


Рис. 84. Влияние натяжения на распределение удельного давления по дуге контакта

Влияние натяжения на крутящий момент

Выведем теоретическую зависимость между $\frac{M}{PR}$ и $\frac{T}{P}$.

В случае отсутствия натяжения распределение удельного давления будет идти по кривой АКС (рис. 84) критический угол будет γ_0 . Из (10) получаем

$$M_0 = R'^2 \int_0^{\alpha} p_0 \varphi d\varphi - \frac{1}{2} \alpha (R' - R) P_0. \quad (27)$$

Если приложено заднее натяжение $\sigma_3 = \frac{T_3}{H}$ и переднее $\sigma_n = \frac{T_n}{h}$, то кривая удельного давления будет EFG, а критический угол переместится в γ (рис. 84). Уменьшение общего давления на валок P вызовет изменение радиуса R' и угла захвата.

В существующих теориях прокатки допускают, что на стороне входа $p_1 = p_0 - \sigma_3$ и на стороне выхода $p_2 = p_0 - \sigma_n$ ⁶.

Тогда из (10) получаем

$$M = R'^2 \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi - \frac{1}{2} \alpha (R' - R) P - \frac{1}{2} R (T_n - T_3), \quad (28)$$

откуда

$$M_0 - M = R'^2 \int_0^{\alpha} (p_0 - p) \varphi d\varphi - \frac{1}{2} \alpha (R' - R) (P_0 - P) + \frac{1}{2} R (T_n - T_3), \quad (29)$$

$$R'^2 \int_0^{\alpha} (p_0 - p) \varphi d\varphi = \frac{1}{2} R' \gamma_0^2 \sigma_n + \frac{1}{2} R' (\alpha^2 - \gamma_0^2) \sigma_3. \quad (30)$$

Если пренебречь заштрихованным треугольником (рис. 84), то

$$P_0 - P = R' \int_0^{\alpha} (p_0 - p) d\varphi = R' \gamma_0 \sigma_n + R' (\alpha - \gamma_0) \sigma_3. \quad (31)$$

Затем,

$$R' \gamma_0^2 = S_0 h; \quad R' \alpha^2 = H - h; \quad T_3 = H \sigma_3; \quad T_n = h \sigma_n,$$

где S_0 — опережение при отсутствии натяжения.

Тогда из (30)

$$R' \int_0^{\alpha} (p_0 - p) \varphi d\varphi = \frac{1}{2} S_0 T_n + \frac{1}{2} \left(\frac{H - h}{H} - S_0 \frac{h}{H} \right) T_3 \quad (32)$$

и

$$P_0 - P = \frac{H - h}{h} \frac{\gamma_0}{\alpha^2} T_n + \frac{H - h}{H \alpha} \left(1 - \frac{\gamma_0}{\alpha} \right) T_3. \quad (33)$$

Подставляя (32) и (33) в (29), получаем

$$M = M_0 + \frac{1}{2} (1 + c) R \left(\frac{h}{H} T_3 - T_n \right), \quad (34)$$

где

$$c = S_0 - \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \left(\frac{H - h}{h \alpha} \gamma_0 - S_0 \right). \quad (35)$$

⁶ В соответствии с общим уравнением пластичности $\sigma_1 = \sigma_0 + \sigma_3$, где в данном случае перед σ_3 стоит отрицательный знак, поскольку схема напряженного состояния разноименна. *Прим. ред.*

В опытах S_0 было всегда равно 0,01. Таким образом, с очень мало и им можно пренебречь. Тогда

$$M = M_0 + \frac{1}{2} R \left(\frac{h}{H} T_3 - T_n \right) \quad (36)$$

или

$$M = M_0 + \frac{1}{2} Rh (\tau_3 - \sigma_n). \quad (37)$$

На рис. 85 приведены теоретические прямые, подсчитанные по формуле (37), и опытные данные. Как видим, совпадение вполне удовлетворительное.

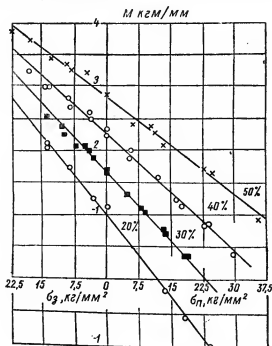


Рис. 85. Сравнение теоретических прямых с экспериментальными данными о влиянии натяжения на крутящий момент

Влияние натяжения на давление металла на валки

Зависимость P от T_n и T_3 выражена уравнением (33), в которое входит γ_0 , критический угол при отсутствии натяжения — величина, которую трудно определить. Поэтому воспользуемся уравнениями (24) и (36), откуда получим

$$P = P_0 - a T_n - b T_z, \quad (38)$$

где

$$a = \frac{RP_0}{2M_0} - \frac{1}{a}; \quad b = \frac{1}{a} - \frac{hRP_0}{H \cdot 2M_0}.$$

На рис. 86 приведены опытные данные и данные, подсчитанные по уравнению (38). M_0 и P_0 были взяты из рис. 83 и 85 на пересечении прямых с осью ординат.

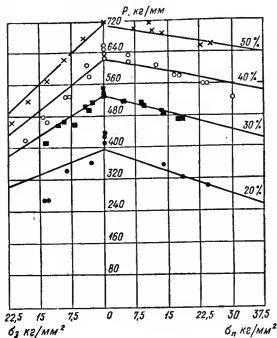


Рис. 86. Сравнение теоретических кривых с экспериментальными данными о влиянии натяжения на давление металла на валки

Из рис. 86 следует, что совпадение опытных и расчетных данных не очень хорошее, особенно в случае заднего натяжения. Это объясняется тем, что уравнение (36) не совсем точно и, кроме того, $\frac{M_n}{P_0 R}$ мало отличается от $\frac{a}{2}$, поэтому незначительное изменение T_z и T_n в уравнении (36) вызывает относительно большое изменение a и b .

Из рис. 86 следует, что заднее натяжение σ_z более эффективно снижает давление на валки P , чем переднее натяжение σ_n .

15. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ В ГЛАДКИХ И КАЛИБРОВАННЫХ ВАЛКАХ*

Влияние скорости прокатки¹

Влияние скорости изучали при прокатке стальных (0,05% С) полос толщиной 1,80 мм, причем в одном случае прокатку производили в обычных условиях, а в другом для уменьшения скорости прокатки клеть отъединяли от двигателя и к шкиву стана

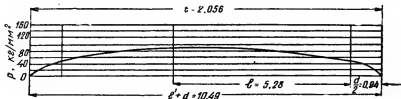


Рис. 87. Диаграмма истинного удельного давления. Сталь с 0,05% С. $H=1,8$ мм, $\frac{H-H_0}{H_0} = 100 = 21,12\%$. Скорость прокатки 0,006 м/сек

прикрепляли стальной трос, второй конец которого присоединяли к крюку тележки крана.

Рассмотрение ** диаграмм истинного удельного давления показало, что при прокатке с малыми скоростями (рис. 87) кривая истинных удельных давлений плавная вытянутая, без явно выраженного максимума. Удельное давление начинает повышаться с момента захвата металла валками, постепенно нарастает и затем плавно уменьшается к выходу металла из валков². В то же время при прокатке со скоростью 0,432 м/сек на диаграмме (рис. 88) наблюдался выраженный максимум. При прокатке с малой скоростью ($v=0,006$ м/сек) максимальное удель-

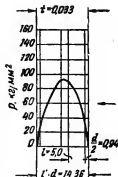


Рис. 88. Диаграмма истинного удельного давления. Сталь с 0,05% С. Скорость прокатки 0,432 м/сек

* В. П. Северденко, О давлении металла на валки, Труды Московского института стали, 1950, в. 29, с. 162.

¹ Описание методики измерения удельного давления см. В. П. Северденко, Сталь, 1949, № 3, с. 335—336, а также ч. VI, с. 115. Прим. сост.

** Op. cit., с. 163—164.

² Следует понимать так, что изменение удельного давления рассматривается по длине очага деформации от входа до выхода при установившемся процессе прокатки. Прим. ред.

ное давление несколько меньше (приблизительно на 4%) по сравнению с прокаткой с большей скоростью ($v = 0,432$ м/сек).

Влияние натяжения

До настоящего времени распределение истинного удельного давления в очаге деформации в зависимости от натяжения не было исследовано; что же касается теоретического изучения этого вопроса, то наиболее полно и обстоятельно оно было произведено А. И. Целиковым³.

Чтобы непосредственно исследовать влияние натяжения на характер распределения и величину истинного удельного давления, была создана специальная установка.

Влияние * переднего и заднего натяжения на характер распределения и величину истинного удельного давления исследовали при прокатке лент из стали (0,07% С), меди и латуни толщиной 0,55—0,70 мм.

Анализ результатов исследования показал, что при прокатке с передним натяжением сечение, соответствующее максимальному удельному давлению, перемещается по направлению к выходу ленты из очага деформации; при прокатке с задним натяжением это сечение, наоборот, перемещается по направлению к входу металла в валки. При прокатке и с передним, и с задним натяжением истинное удельное давление уменьшается, причем заднее натяжение больше влияет на уменьшение удельного давления, чем переднее. Так, например, при прокатке медной ленты $0,58 \times 9,9$ мм с обжатием 20% и с передним натяжением 22 кг/мм^2 истинное удельное давление снизилось приблизительно на 34% по сравнению с удельным давлением, полученным при прокатке без натяжения. При прокатке же медной ленты размерами $0,55 \times 10,5$ мм с обжатием 20%, с задним натяжением $19,3 \text{ кг/мм}^2$ удельное давление снизилось приблизительно на 41,0% по сравнению с прокаткой без натяжения.

Следует отметить, что ни переднее, ни заднее натяжение не оказывают влияния на характер распределения удельного давления. Каждая диаграмма состоит из двух ветвей: круто поднимающейся и круто опускающейся. На диаграммах обнаруживается ярко выраженный максимум.

³ Следовало бы вспомнить весьма обстоятельное теоретическое исследование А. Я. Хейна «Процесс ленточной и тонколистовой прокатки», Металлургиздат, 1941. *Прим. ред.*

* Op. cit., с. 165.

*Влияние неравномерной деформации при прокатке в холодном состоянии на гладких валках**

Во всех известных нам случаях исследования распределения истинного удельного давления в очаге деформации прокатка производилась на гладких валках, причем полосы имели прямоугольное сечение.

Влияние неравномерности деформации на характер распределения и величину истинного удельного давления в очаге деформации при холодной прокатке на гладких валках $D = 100$ мм изучали на латунных образцах размерами $2,0 \times 30,0$ мм, у которых в средней части имелись выточки одинаковой глубины, но различной ширины, а именно: 5; 10 и 20 мм (рис. 89). Были про-

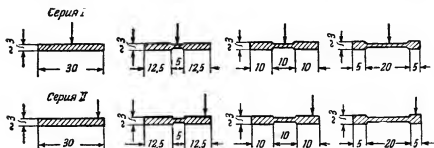


Рис. 89. Сечение образцов для исследования неравномерной деформации

катаны две серии полос. Вначале прокатывали полосу со строго прямоугольным сечением, а затем при том же положении валков — полосы с выточками. Прокатку полос первой серии производили таким образом, что истинное удельное давление измеряли посередине ширины полосы. При прокатке полос второй серии истинное удельное давление измеряли на краях полосы.

Оказалось, что неравномерная деформация не влияет на характер распределения истинного удельного давления в очаге деформации. Кривые удельного давления имеют куполообразный вид.

На величину же удельного давления неравномерность деформации оказывает весьма существенное влияние. С увеличением неравномерности деформации истинное удельное давление повышается. Так, в первой серии опытов при увеличении ширины выточки в четыре раза, с 5 до 20 мм, истинное удельное давление

* Ор. cit., с. 166.

увеличилось на 48,5%, а во второй серии опытов при том же увеличении ширины выточки — на 24,7%⁴.

Прокатка полос квадратного и прямоугольного сечения в овальном калибре

В настоящей работе впервые исследовалось распределение истинного удельного давления в очаге деформации в различных сечениях по ширине овального калибра при прокатке в нем квадратных и прямоугольных полос.

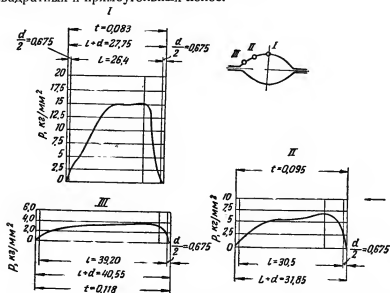


Рис. 90. Диаграммы истинного удельного давления, полученные в различных сечениях овального калибра при прокатке в нем стальной (0,35% С) полосы прямоугольного сечения (1000°); $H=40,1$ мм, $B_1=45,6$ мм

Овальный калибр, большая ось которого равна 50 мм, а меньшая ось 32 мм, был выточен на валках без развала. При нормальном положении валков зазор между ними составлял 2 мм.

Истинное удельное давление измеряли одновременно в трех различных сечениях калибра: посередине, на расстоянии 8,5 и 17 мм от середины калибра (рис. 90).

⁴ Поскольку образцы вследствие своей формы получали повышенное обжатие, по краям и в этих местах автор и измерял «истинное удельное давление», обнаруженное им повышение этого давления объясняется весьма просто: неравномерность обжатия вызывала дополнительные сжимающие напряжения по краям образцов (при растягивающих в средней части). Таким образом, в уравнении пластичности $\sigma_1 = \sigma_0 + \sigma_3$ для краев возрастало главное продольное напряжение и соответственно σ_1 . Прим. ред.

Материалом * для прокатки служила сталь (0,35% С) в виде квадратной и прямоугольной заготовки размерами $40 \times 45 \times 300$; $40 \times 40 \times 300$ и $40 \times 29 \times 300$ мм. Концам заготовок на токарном станке придавали овальную форму и поэтому они легко задавались в валки.

Результаты ** одного из опытов прокатки показаны на рис. 90.

На основании анализа опытов прокатки полос различных размеров можно сделать следующие выводы:

1. При прокатке квадратных и прямоугольных полос в овальном калибре характер диаграмм истинного удельного давления для всех исследованных сечений калибра одинаков. Диаграммы состоят из трех ветвей: круто поднимающейся; в виде или сильно развитого горизонтального, или плавно опускающегося участка прямой; круто опускающейся. Характер диаграмм истинного удельного давления такой же, как и при прокатке толстых полос на гладких валках.

2. Диаграммы прекрасно иллюстрируют влияние протяженности деформации на характер распределения истинного удельного давления в очаге деформации.

3. Максимальное удельное давление получено в середине калибра (сечение I) и минимальное — на периферии калибра (сечение III); в промежуточном сечении II истинное удельное давление имеет примерно среднюю величину. В наших опытах при прокатке квадратных и прямоугольных полос из стали 20 при $930-1000^\circ$ максимальное истинное удельное давление посередине калибра составляло $16-24 \text{ кг/мм}^2$ и в промежуточном сечении, и на периферии калибра соответственно $8-13$ и $5,75 \text{ кг/мм}^2$. Таким образом, на периферии калибра — соответственно $8-13$ и $5,75 \text{ кг/мм}^2$. Таким образом, на периферии калибра истинное удельное давление приблизительно в четыре раза меньше, чем посередине⁵.

4. Максимальное *** удельное давление, как правило, на диаграммах располагается вблизи от входа полосы в очаг деформации и соответствует $1/3$ и $1/15$ фактической дуги захвата, считая от точки входа полосы в валки.

5. Установить влияние ширины полосы на величину истинного удельного давления в очаге деформации не удалось.

* Оп. cit., с. 168.

** Оп. cit., с. 168—171.

⁵ Для суждения о влиянии неравномерности обжатия следовало бы сделать сопоставление с диаграммой распределения давления при прокатке соответственной полосы с равномерным обжатием. Вероятно, имелось бы относительное повышение давления в краевых частях и понижение в средней части по ширине полосы в случае прокатки прямоугольной (квадратной) полосы в овальном калибре. *Прим. ред.*

*** Оп. cit., с. 171—177.

Прокатка двутавровой балки

В настоящей работе впервые исследовалось распределение истинного удельного давления в очаге деформации в различных сечениях калибра для прокатки двутавровой балки: в средней части шейки балки, в шейке балки, вблизи перехода ее в открытый фланец, прямое (вертикальное) давление в открытом и закрытом фланцах, боковое давление по средней горизонтальной линии балки, посередине ширины закрытого и открытого фланцев (рис. 91).

В качестве исходных применялись фасонные заготовки, полученные путем строжки предпоследнего профиля из стальной заготовки (0,23% С) размерами 60×60 мм.

Были прокатаны заготовки трех типов, отличающиеся размерами шейки и фланцев. Прокатка производилась в чистовом калибре, который по размерам представлял балку № 12 в масштабе 1:2. Заготовки нагревали в электрической печи до 970—1050° в течение 30—40 мин.

Результаты некоторых опытов прокатки приведены на рис. 92.

На основании анализа опытов по прокатке полос различных размеров можно сделать следующие выводы:

1. Характер диаграмм истинного удельного давления в различных сечениях калибра для прокатки двутавровой балки неодинаков, а именно:

а) в середине шейки балки и вблизи перехода шейки в открытый фланец (прямое давление) диаграммы состоят из двух ветвей с ярко выраженным максимумом и напоминают диаграммы, полученные при прокатке тонких полос;

б) в открытом фланце (прямое давление) диаграмма состоит из двух ветвей и имеет ярко выраженный максимум;

в) в открытом фланце (боковое давление) диаграмма состоит из трех ветвей и не имеет ярко выраженного максимума;

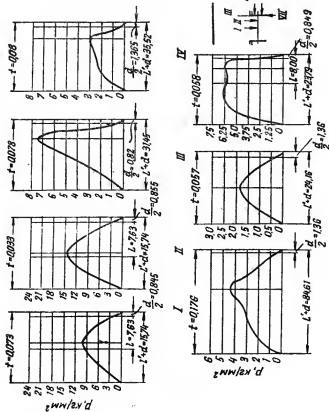
г) в закрытом фланце (прямое давление) диаграмма состоит из трех ветвей без ярко выраженного максимума;

д) в закрытом фланце (боковое давление) диаграмма состоит из двух ветвей и имеет ярко выраженный максимум;

е) вдоль горизонтальной оси шейки (боковое давление) диаграмма имеет вид плавной кривой без ярко выраженного максимума.

2. Величина истинного удельного давления в наших опытах прокатки двутавровой балки составила 1,6—21 кг/мм².

Максимальное истинное удельное давление получено в шейке балки вблизи перехода в открытый фланец, а минимальное боковое — в закрытом фланце. Отношение прямого (вертикального) давления в шейке в открытом и закрытом фланцах балки к



VII

VI

V

Рис. 92. Диаграммы истинного удельного давления, полученные в различных сечениях калнбра при прокатке двутавровой балки. Сталь с 0,23% С. Температура прокатки 1050°

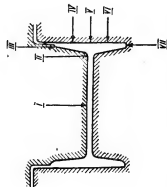


Рис. 91. Схема расположения измерительных приборов в балках для прокатки двутавровой балки

соответствующему боковому составляет 2,5—3,75; отношение прямого (вертикального) давления в шейке к прямому (вертикальному) давлению в открытом и закрытом фланцах — 2,0—2,5.

3. Сечение, характеризующее максимальное удельное давление на диаграммах, отвечает 0,32—0,82 фактической дуги захвата, считая от плоскости выхода металла из валков.

4. Если величину истинного максимального удельного давления по середине шейки калибра принять за 100% (толщина шейки $h_{ш} = 4,75$ мм), то в различных сечениях это удельное давление будет составлять, %:

Посередине шейки калибра (прямое давление)	100
Вблизи перехода шейки в открытый фланец (прямое давление)	114
В открытом фланце (прямое давление)	57
В открытом фланце (боковое давление)	21
В закрытом фланце (прямое давление)	43
В закрытом фланце (боковое давление)	11
Вдоль горизонтальной оси шейки (боковое давление)	43

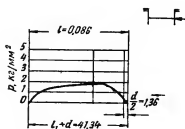


Рис. 93. Диаграмма истинного бокового удельного давления

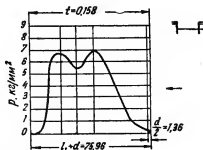


Рис. 94. Диаграмма истинного бокового удельного давления

Что касается диаграмм бокового давления (вдоль горизонтальной оси шейки балки), то они могут быть представлены двумя типами: 1) плавная кривая без ярко выраженного максимума (рис. 93) и 2) кривая с двумя максимумами в виде седла (рис. 94). Такой характер диаграмм может быть объяснен различием коэффициента трения вдоль поверхностей соприкосновения полосы и стенок калибра и уменьшением бокового давления на некоторых участках калибра. Следует, однако, отметить, что наиболее распространенными диаграммами бокового давления являются диаграммы первого типа.

Обсуждение полученных результатов

В результате настоящей работы⁶ было получено в основном два типа диаграмм распределения истинного удельного давления в очаге деформации: диаграммы, состоящие из двух ветвей с ярко выраженным максимумом, и диаграммы, состоящие из трех ветвей с более или менее развитым горизонтальным или наклонным участком и со слабо развитым максимумом. Однако более подробное рассмотрение этого вопроса приводит к заключению, что для всех случаев прокатки можно говорить о едином типе диаграммы, состоящей из трех ветвей. Первая ветвь круто поднимается и соответствует захвату металла валками и начальному периоду прокатки⁷. Вторая ветвь либо более или менее полого опускается или поднимается, либо является горизонтальной в зависимости от наклепа и характера действия трения в поверхностях соприкосновения прокатываемой полосы с валками; эта ветвь соответствует установившемуся процессу прокатки⁸. Третья ветвь круто опускается и соответствует моменту выхода полосы из валков⁹. Диаграммы, состоящие из двух ветвей с сильно развитым максимумом, указывают лишь на то, что при прокатке длина очага деформации была недостаточной для образования второй ветви, а скорость прокатки была достаточно большой, так что вторая ветвь не успевала зафиксироваться на диаграмме в виде линейного участка¹⁰.

Общий же закон распределения истинного удельного давления в очаге деформации может быть представлен в виде симметричной непрерывной кривой, плавно повышающейся с момента захвата полосы валками и плавно опускающейся к моменту выхода полосы из очага деформации (рис. 87).

Различные условия прокатки (толщина полосы, обжатие, трение, скорость прокатки) изменяют характер распределения

⁶ См. Сталь, 1949, № 3, с. 335—338, а также ч. VI, с. 116—117.

⁷ Автор смешивает понятия, относящиеся: а) к захвату, начальной стадии, установившемуся процессу, завершительной стадии и б) прохождению металла через зев валков во время установившегося процесса прокатки от входа в очаг деформации к выходу из него (в связи с этим см. наше примечание² к данной статье). *Прим. ред.*

⁸ Тот же промах, приводящий к прямому выводу о том, что во время установившегося процесса прокатки кривая распределения давления либо идет горизонтально (I), либо более или менее полого опускается, либо поднимается (II), а восстающая и нисходящая части этой кривой к данной стадии процесса прокатки не относятся вовсе. *Прим. ред.*

⁹ Соответствует не «выходу полосы из валков», т. е. завершающей стадии прокатки, а части очага деформации со стороны выхода, причем это относится к установившейся стадии процесса. *Прим. ред.*

¹⁰ Ход кривой распределения давления отражает условия напряженного состояния в зеве валков, которые хотя и зависят от скорости прокатки, но не настолько заметно, чтобы можно было объяснить качественное различие в диаграммах. *Прим. ред.*

удельного давления, и он может быть представлен диаграммами либо первого, либо второго типа.

Следует отметить, что изолированное рассмотрение процессов холодной и горячей прокатки не дает возможности сделать правильные выводы о влиянии различных факторов на характер распределения истинного удельного давления в очаге деформации.

В связи с изложенным по-новому ставится вопрос о математическом оформлении удельного давления в очаге деформации. Уравнения, введенные рядом иностранных авторов¹¹⁻¹³ для определения удельного давления, являются лишь частным случаем решения общей задачи о распределении удельного давления в очаге деформации и его величине, а именно для случаев прокатки тонких полос, листов и ленты.

А. И. Целиков¹⁴ значительно расширил и углубил вопрос о математическом оформлении удельного давления в очаге деформации, указывая, что для вычисления кривой распределения удельного давления недостаточно двух уравнений, а необходимо еще третье. Этим самым А. И. Целиков подчеркивает, что кривая распределения истинного удельного давления в очаге деформации должна состоять из трех ветвей¹⁵.

На основании многократной проверки мы считаем, что наиболее точными формулами для определения истинного удельного давления в очаге деформации в случае прокатки тонких полос (диаграммы состоят из двух ветвей) являются формулы А. И. Целикова¹⁶:

для зоны отставания

$$p_x = -\frac{k}{\delta} \left[(\delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} + 1 \right];$$

для зоны опережения

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta} - 1 \right].$$

В указанных формулах $k = 1,15 k_x$, где k_x — предел текучести прокатываемого металла, который в рассматриваемом сечении определялся нами по формуле

$$k_x = k_0 + (k_2 - k_0) \frac{l - x}{l}$$

¹¹ T. Karmann, Zeit. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 2, с. 139—141, а также, ч. II, стр. 62—65.

¹² E. Siebel, Stahl u. Eisen, 1925, S. 1563—1566.

¹³ A. Nadai, J. appl. Mechanics, 1939, № 6.

¹⁴ Сталь, 1944, № 5—6, с. 158—164, а также ч. IV, с. 396—409.

¹⁵ Вывод, не имеющий под собой почвы и не вяжущийся с предыдущими разъяснениями автора о значении скоростных условий процесса в этом вопросе. *Прим. ред.*

¹⁶ Прокатные станы, Металлургиздат, 1946, с. 53.

(k_0 — предел текучести прокатываемого металла в исходном состоянии;

k_2 — предел текучести прокатываемого металла после прокатки).

При выводе формул для определения истинного удельного давления в очаге деформации А. И. Целиков исходил из условия, что длина очага деформации в процессе прокатки остается неизменной. В действительности же она изменяется; поэтому при использовании формулами А. И. Целикова необходимо фактическое расстояние на диаграмме от рассматриваемого сечения до плоскости выхода полосы из валков разделить на коэффициент

$$m = \frac{l'}{l},$$

где l' — фактическая длина дуги захвата с учетом упругой деформации валков.

16. ПРИБЛИЖЕННЫЙ МЕТОД ПОДСЧЕТА ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ С НАТЯЖЕНИЕМ *

В предыдущих работах авторы^{1,2} показали возможность использования теории Оровэна для подсчета давления прокатки без натяжения путем введения ряда допущений, упрощающих расчетные формулы. Отсутствие тогда достаточного количества данных по прокатке с натяжением не позволило вывести упрощенные формулы и для этого случая, что и выполнено в данной статье.

Упрощенная теория

Исходя из теории Оровэна, давление прокатки, приходящееся на единицу ширины полосы:

$$P = R' \int_0^1 p^+ d\varphi + \int_1^a p^- d\varphi. \quad (1)^3$$

* H. Ford, F. Ellis, D. R. Bland. Cold Rolling with Strip Tension, Part I—A New Approximate Method of Calculation, J. Iron a. Steel Inst., 1951, v. 168, part 1, May, p. 57—72 дискуссия, 1952, v. 172, part 1, p. 28—39; Iron a. Steel, 1952, v. 25, № 6, May, p. 211—216, Реф. Я. С. Галлая.

¹ H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, p. 115—143.

² D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mech. Eng., 1948, v. 159, p. 144—163, а также ч. VI, с. 99—106.

³ См. ч. VI, с. 103, уравнение (13).

В свою очередь, рассуждая подобно Оровэну, авторы получили

$$p^+ = \frac{kh_\varphi}{h} \left(1 - \frac{\sigma_n}{k_2}\right) e^{f a'} \quad (2)^4$$

$$p^- = \frac{kh_\varphi}{h} \left(1 - \frac{\sigma_3}{k_1}\right) e^{f (a'_1 - a')} \quad (3)^4$$

В уравнениях (2) и (3) k , равное 1,15 предела текучести, является величиной переменной и не может быть выражено математически в функции от степени обжатия. Поэтому для подсчета P по формуле (1) принимают приближенно, что $k = k_{\text{ср}}$. Это при отсутствии натяжения дает ошибку, не превышающую 2%².

Подставляя (2) и (3) в (1) и обозначая

$$a = f \sqrt{\frac{R'}{h}}, \quad (4)$$

$$b = \frac{1 - \frac{\sigma_n}{k_{\text{ср}}}}{1 - \frac{\sigma_3}{k_{\text{ср}}}}, \quad (5)$$

$$u = \frac{H - h}{H}, \quad (6)$$

получим после преобразований давление прокатки при наличии натяжения

$$P = k_{\text{ср}} \sqrt{R' - (H - h)} \left(1 - \frac{\sigma_3}{k}\right) \delta_3(a, u, b). \quad (7)$$

Для упрощения подсчетов P по (7) построены графики функции δ_3 для трех безразмерных переменных a , b и u (рис. 95). Промежуточные значения a и b интерполируются.

Определение среднего предела текучести

Средний предел текучести обычно определяется интегрированием

$$k_{\text{ср}} = \frac{\int_0^\alpha k d\varphi}{\alpha}. \quad (8)$$

Для этого дугу захвата делят на несколько равных участков; для каждого из них определяют частное обжатие в процентах и затем по кривой предела текучести (рис. 96) находят частные значения k . Затем $k_{\text{ср}}$ находят по правилу Симсона или по правилу средней ординаты.

⁴ См. ч. VI, с. 101, уравнения (8) и (9).

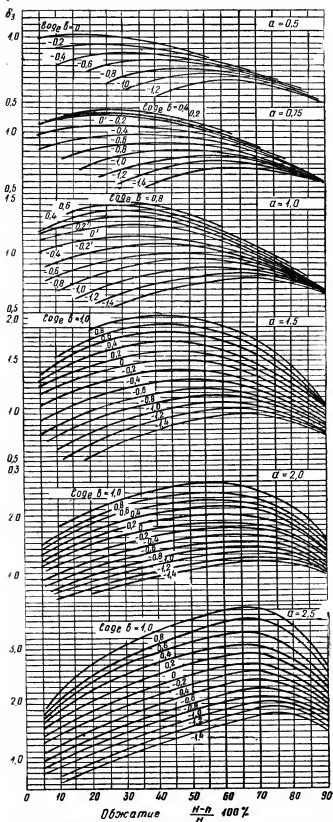


Рис. 95. Расчетные значения функции δ_3 для уравнения (7)

Материалы по теории прокатки

Число расчетов можно значительно уменьшить, применяя простые графические построения. Для получения необходимой точности достаточно дугу захвата разделить на $n = 6$ частей, что дает семь точек на ординате (рис. 97). Зная процентное ожатие

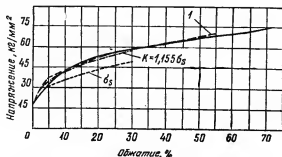


Рис. 96. Предел текучести для мягкой стали:
1 — по данным Имперского Колледжа

в первом проходе (ось ординат), на пересечении вертикали содной из наклонных линий 1—7 находят на оси абсцисс ожатие

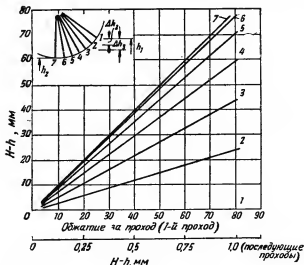


Рис. 97. График для определения ожатия в n -й точке дуги захвата при $n = 6$

в промежуточной точке (1—7). Для второго и последующих проходов пользуются шкалами абсолютных ожатий $H - h$,

Сравнение расчетов, производимых различными методами

Расчеты были сделаны для случая прокатки на валках $D = 250$ мм малоуглеродистой стальной ленты $H = 1,6$ мм (1-й проход) и $H = 1,36$ мм (2-й проход). Коэффициент трения f был взят равным 0,063, как это определил Хилл⁵. Угол α был принят равным 0,0655 радиана.

Подсчеты велись по методам Оровэна⁶ и Блэнда и Форда² при κ переменном по дуге захвата (табл. 12 и рис. 98) и по методам Зибеля⁷, Надаи⁸, Целикова⁹ и Блэнда и Форда (упрощенный метод, излагаемый в данной статье, т. е. по кривым рис. 95) при $k_{\text{ср}}$ (табл. 12 и рис. 99). При подсчете кривых рис. 98 были использованы данные рис. 96 и 97. Из рис. 98 следует, что методы Оровэна и Блэнда и Форда дают хорошо совпадающие результаты.

Таблица 12

Давление на валки, подсчитанное по различным теориям

σ_z кг/мм ²	σ_n кг/мм ²	$\kappa_{\text{ср}}$ кг/мм ²	P, кг/мм					
			Оровэн	Блэнд и Форд	Блэнд и Форд по кривым рис. 98	Надай	Зибель	Целиков
1-й проход								
7,9	0	58,0	550	390	555	555	518	600
4,65	0	58,0	593	500	610	610	607	655
1,55	0	58,0	646	623	639	—	639	—
0	0	58,0	675	675	666	674	661	735
0	6,2	58,0	661	661	643	—	661	636
0	15,5	58,0	607	607	595	—	626	—
0	27,8	58,0	536	536	516	520	547	509
4,65	18,6	58,0	528	470	532	—	496	—
10,80	24,8	58,0	445	276	465	441	461	500
2-й проход								
15,5	0	67,0	555	603	626	604	591	670
0	0	67,0	826	826	820	864	815	915
0	28	67,0	697	697	681	714	710	678

⁵ R. Hill, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1950, v. 163, № 58, p. 135—140, а также ч. VI, с. 138.

⁶ E. Orowan, Proc. Inst. Mechanical Engineers, 1943, v. 150, part 1, p. 140—167, а также ч. IV, с. 371—395.

⁷ E. Siebel, Stahl u. Eisen, 1925, S. 1563—1566.

⁸ A. Nadai, J. Appl. Mechanics 1939, № 2, June, p. A54—A62, а также ч. IV, с. 262—269.

⁹ А. И. Целиков, Металлург, 1939, № 6, с. 62—76, а также ч. IV, с. 248—262.

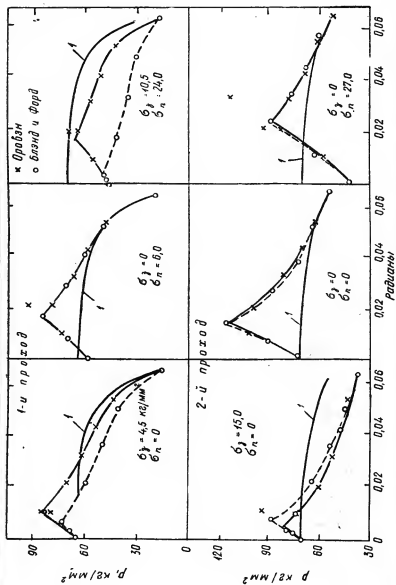


Рис. 98. Распределение удельных давлений по дуге захвата при перемещении предела текучести (кривая 1)

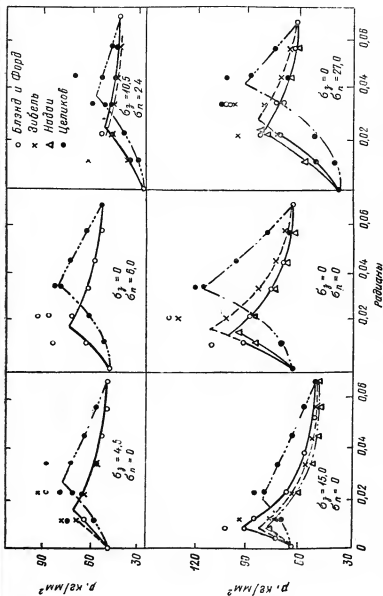


Рис. 99. Распределение удельных давлений по дуге захвата, подсчитанное по различным теориям при $k_{\text{ср}} = 56.5 \text{ кг/мм}^2$ (1-й проход) и $k_{\text{ср}} = 65 \text{ кг/мм}^2$ (2-й проход)

Из рис. 99 и табл. 12 следует, что метод Целикова дает «более острое» распределение удельных давлений и нейтральная точка ложится ближе к входу в валки, чем это получается в соответствии с другими теориями. Давление на валки также выше. Данные Надаи получаются незначительно выше, чем у Блэнда и Форда. Результаты подсчета по Зибелю дают несколько более низкие данные. Нейтральная точка по всем трем последним теориям почти совпадает.

Величины давления на валки P , подсчитанные по Оровэну и Блэнду и Форду (при k переменном), хорошо совпадают, за исключением случаев наличия большого заднего натяжения. При подсчетах по упрощенному методу Блэнда и Форда (т. е. с $k_{ср}$ и использованием кривых рис. 95) совпадение с подсчетами Оровэна получается во всех без исключения случаях¹⁰.

17. ПОДСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ НА ВАЛКИ ПРИ НАТЯЖЕНИИ*

Описание опытов

Опыты производились на лабораторном двухвалковом ленточном стане $D=250$ мм. Скорость прокатки составляла 0,2 м/сек. Лента смазывалась 10%-ной масляной эмульсией. Стальная лента (0,08% C; 0,01% Si) в рулонах имела первоначальные размеры $1,6 \times 89$ мм. Часть ленты предварительно за один проход была прокатана с 40%-ным обжатием на толщину 0,97 мм. Таким образом, $\frac{R}{H}$ было 80 и 130. Предел текучести отожженного металла определялся по методу, описанному Фордом¹. Толщину ленты измеряли через каждые 6 м при помощи двух отметок, расположенных одна от другой на расстоянии 250 мм. Во время прохождения отметок между валками измеряли давление на валки P , крутящий момент и заднее и переднее натяжения при помощи приборов с проволоочными датчиками².

Точность опытов определяли при прокатке отожженной ленты $H=0,97$ мм, обжатой затем на 40% без заднего и переднего

¹⁰ Сопоставление результатов подсчета по различным теоретическим формулам, хотя и представляет значительный интерес, но он значительно уменьшается из-за отсутствия всякого сравнения с опытными данными: что же является критерием правильности формул в сопоставительном анализе авторов? Прим. ред.

* W. C. F. Hesseberg, R. B. Sims, The Effect of Tension on Torque and Roll Force in Cold Strip Rolling, J. Iron a. Steel Inst., 1951, v. 168, part 2, June, p. 155—164; дискуссия, 1952, v. 172, part I, p. 28—39; Iron a. Steel, 1952, v. 25, № 6, May, p. 217—220. Реф. Я. С. Галлая.

¹ H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, p. 121.

² J. Rankine, W. H. Bailey, F. P. Stanton, J. Iron a. Steel Inst., 1948, v. 160, p. 381—387.

натяжения. Обработав статистически экспериментальные данные, получили давление на 1 мм ширины ленты $P = 652 \pm \pm 20$ кг/мм. Как показали опыты, обжатие мало влияет на точность.

Результаты опытов

Основные экспериментальные данные относятся к измерению давления на валки при 30 и 50%-ном обжатии отожженного, а также предварительно наклепанного на 40% материала ($H = 0,97$ мм) — табл. 13.

Таблица 13

Давление при прокатке отожженной ($H=1,6$ мм) и наклепанной ($H=0,97$ мм) стали

σ_z кг/мм ²	σ_n кг/мм ²	$P_{оп}$ кг/мм	$P_{расч}$ кг/мм	$\frac{P_{оп}}{P_{расч}}$ кг/мм	P Оровэн кг/мм	P Блэнд и Форд кг/мм
$H = 1,6$ мм, $u = 30\%$, $f = 0,055$						
0	2,8	531	524	7	—	—
0	34,0	417	394	23	437	441
4,2	0	520	524	—4	—	—
4,35	11,8	473	445	28	—	—
4,8	31	390	366	24	—	—
9,6	0	425	504	—79	401	—
10,4	31,5	356	323	33	311	—
$H = 1,6$ мм, $u = 50\%$, $f = 0,055$						
0	5,9	694	663	31	—	—
0	28,4	604	529	75	602	602
4,5	0	647	682	—35	654	560
4,8	5,75	647	639	8	—	—
4,8	27,6	564	496	68	—	—
9,6	6,5	617	625	—8	—	—
9,6	30,1	545	481	64	511	362
$H = 0,92$ мм, $u = 30\%$, $f = 0,07$						
0	8,5	652	685	—33	—	—
0	32,2	556	591	—35	570	567
9	0	650	690	—40	634	634
9,15	31,7	512	537	—25	520	520
18,2	0	552	677	—25	547	560
18,2	31,1	430	481	—50	465	472

Давление на валки $P_{расч}$ подсчитывали следующим образом.

Давление на валки при прокатке без натяжения

$$P_0 = k_{\text{ср}} \delta(R', H, h, f). \quad (1)$$

Полагая, что эта функция не зависит от натяжения, можно считать, что давление при прокатке с натяжением

$$P = k'_{\text{ср}} \delta(R', H, h, f), \quad (2)$$

где $k'_{\text{ср}}$ — кажущийся средний предел текучести³.

Средний предел текучести можно определить из уравнения

$$k_{\text{ср}} = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} k d\varphi, \quad (3)$$

а кажущийся предел текучести, имеющий место при натяжении³:

$$\begin{aligned} k'_{\text{ср}} &= \frac{1}{\alpha} \left[\int_0^{\alpha} (k - \sigma_3) d\varphi + \int_0^{\gamma} (k - \sigma_n) d\varphi \right] = \\ &= k_{\text{ср}} - \sigma_3 - \frac{\gamma}{2} (\sigma_n - \sigma_3). \end{aligned} \quad (4)$$

Если принять $2\gamma = \alpha$, то

$$k'_{\text{ср}} = k_{\text{ср}} - \frac{1}{2} (\sigma_3 - \sigma_n). \quad (5)$$

Тогда из (1), (2), и (5)

$$P = P_0 \left(1 + \frac{\sigma_3 + \sigma_n}{2k_{\text{ср}}} \right). \quad (6)$$

$P_{\text{расч}}$ в табл. 13 подсчитано по уравнению (6). P_0 было взято из экспериментально полученных кривых рис. 100; $k_{\text{ср}}$ было взято по методу Блэнда и Форда⁴ при

$$u_{\text{ср}} = 0,4 u_1 + 0,6 u_2, \quad (7)$$

³ Данное предположение заведомо ошибочно. Хорошо известно, что предел текучести относится к природным физическим свойствам металла и входит в уравнение пластичности как величина, не зависящая от условий напряженного состояния:

$$\sigma_1 = \sigma_0 + \sigma_3.$$

Наоборот, главное напряжение σ_3 зависит от условий напряженного состояния, в частности от натяжения. Таким образом, введения понятия «кажущегося предела текучести», является неоправданным. *Прим. ред.*

⁴ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, № 39, p. 144—163, а также ч. VI, стр. 99.

где u_1 и u_2 — суммарные обжатия до и после данного прохода.

Из уравнения (6) получается, что заднее и переднее натяжения одинаково эффективны⁵. Это является следствием допущения

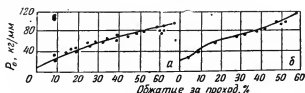


Рис. 100. Экспериментальные значения давления металла на валки при прокатке без натяжения:

а — $f = 0,055$; б — $f = 0,07$

ния, что $2\gamma = \alpha$, и ведет к недооценке эффективности заднего натяжения σ_3 . Однако, систематизировав полученные ошибки, можно ввести эмпирическую поправку.

Для сравнения в табл. 13 приведены давления на валки, подсчитанные по методу Оровэна⁶ и по методу Блэнда и Форда⁴.

18. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНЫХ ДАВЛЕНИЙ ПО ШИРИНЕ ПОЛОСЫ *

Имеющиеся опытные работы не дают полного представления о распределении давления поперек зоны деформации. В частности, из работы Люэга¹ нельзя установить распределения давления поперек широких полос, так как он прокатывал сравнительно узкие полосы.

В настоящей работе исследовано распределение давления при прокатке полос прямоугольного сечения в валках с гладкой бочкой в зависимости от ширины.

Опыты ** проводились на ленточном стане дуо: диаметр валков 150 мм. Валки стальные, закаленные. Бочка валков отшлифована. Двигатель прокатного стана асинхронный мощностью 36 кв. Передаточный механизм стана включает в себя ременную передачу, одноступенчатый редуктор и шестеренную клеть. Окружная скорость вращения валков около 0,4 м/сек. Для уменьшения скорости прокатки до 0,02 м/сек в привод включался дополнительный редуктор.

⁵ В действительности, как известно, более эффективно заднее натяжение. Прим. ред.

⁶ E. Orowan, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1943, v. 150, part 141, а также ч. IV, с. 371—395.

* И. Г. Астахов, Распределение давления по контактной поверхности при прокатке, Труды Московского института стали, 1951, вып. 30, с. 149.

¹ W. Lueg, Stahl u. Eisen, 1933, № 14, S. 346—352.

** Op. cit., с. 149.

Давление* в зоне деформации определяли путем измерения распределения давления по дуге захвата в нескольких точках по ширине полосы. Расстояние между точками, в которых производились измерения, колебалось в пределах 2—4 мм. Вдоль валков полоса перемещалась в спаренных направляющих линейках.

Характер** распределения и величину давления в зависимости от ширины полосы исследовали на бронзовых полосках шириной от 10 до 40 мм при толщине их 1,4 мм. Полосы прокатывали с приблизительно равным обжатием на сухих валках. Скорость прокатки составляла 0,4 м/сек.

Опыты показали, что характер распределения давления по дуге захвата не зависит от ширины полосы, что совпадает с результатами, полученными В. П. Северденко².

Для полосы любой ширины давление по дуге захвата минимальное при входе, повышается к середине дуги захвата, а затем понижается к выходу; при этом кривая давления имеет ярко выраженный максимум, расположенный между серединой дуги захвата и плоскостью выхода полосы из валков.

Для выяснения влияния ширины полосы на величину максимального давления посередине ее прокатывали бронзовые полосы шириной от 3,5 до 40 мм. На рис. 101 показано изменение

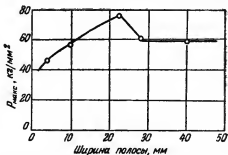


Рис. 101. Изменение максимального давления, измеренного посередине полосы в зависимости от ширины полосы

максимальных давлений, измеренных по середине ширины полос, в зависимости от их ширины при 20% обжатия. Величина давления изменяется только для полос шириной до 30 мм. Для полос шириной около 20 мм давление наибольшее. С уменьшением и увеличением ширины, начиная от 20 мм, давление уменьшается. Давление³ остается неизменным для полос шириной 30 мм и больше.

* Оп. cit., с. 150.

** Оп. cit., с. 152—153.

² Труды Московского института стали, 1950, в. 29, с. 147—187, а также ч. VI, стр. 153.

³ Максимальное. Прим. ред.

На рис. 102 представлены кривые распределения давления поперек зоны деформации в плоскости максимальных давлений.

Ширина полосы оказывает существенное влияние на характер распределения давления в поперечном направлении. При ширине полосы больше 28 мм ($\frac{B_1}{H} > 20$) кривая давления имеет два максимума, расположенных на некотором расстоянии от краев (рис. 102).

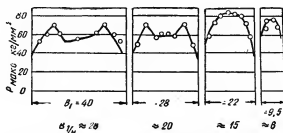


Рис. 102. Распределение давления поперек зоны деформации в плоскости p_{max} ; $\frac{H-h}{H} \approx 22\%$

Для узких полос давление максимально в середине. Важно отметить, что поперечная деформация ($\frac{B_2}{B_1}$) для полос шириной 28 мм и больше была крайне незначительна, в то время как для полосы шириной 3,5 мм поперечная деформация по своей величине приближалась к продольной ($\frac{L_2}{L_1}$).

Анализ* изменения давления по ширине полосы, произведенный С. И. Губкиным⁴ и А. Я. Хейном⁵, привел к выводу, качественно совпадающему с опытными данными Люэга. Этот вывод сводится к тому, что давление, будучи минимальным у края прокатываемой полосы, постепенно увеличивается по направлению к середине и здесь становится максимальным. Однако наши опыты показали, что этот вывод справедлив лишь для сравнительно узких полос. В том же случае, когда ширина полосы достаточно велика, кривая распределения давления поперек зоны деформации имеет два максимума, расположенных на некотором расстоянии от краев (рис. 102). На первый взгляд может показаться, что такой характер распределения давления, впервые полученный нами, находится в противоречии с современной теорией

* См. цит., с. 154—155.

⁴ Пластическая деформация металлов, ОНТИ, 1935.

⁵ Процесс ленточной и тонколистовой прокатки, Металлургиздат, 1941.

процесса прокатки. Однако можно показать, что подобное распределение давления является закономерным, имеет общий характер и может быть истолковано, исходя из условий процесса прокатки.

Остановимся на явлении растяжения кромок полосы прямоугольного сечения при прокатке в валках с гладкой бочкой. Как известно, это явление давно обнаружено и наглядно доказывается таким простым опытом, как прокатка полосы с надрезами по краям.

Из того факта*, что кромки полосы при прокатке подвергаются действию растягивающих напряжений, следует заключение о существовании в остальной части полосы уравнивающих сжимающих продольных напряжений, причем вопрос о том, по всей ли средней части полосы действуют сжимающие продольные напряжения или только на участках вблизи кромок, решается в зависимости от ширины полосы⁶.

Наглядным доказательством влияния ширины полосы на распределение сжимающих напряжений может служить опыт, в котором полоса прямоугольного сечения прокатывается таким образом, что середина ее обжимается больше, чем края⁷. Благодаря такой деформации в полосе возникает резко выраженное взаимодействие краевых и центральных участков между собой. Это взаимодействие можно проследить по очертанию торцевой части полосы, где внеконтактная область имеется только с одной стороны зоны деформации. Постепенно увеличивая ширину полосы B_1 за счет более обжимаемого участка C_1 до определенного отношения $\frac{C_1}{B_1}$, будем получать криволинейное очертание тор-

ца, а при дальнейшем увеличении ширины полосы очертание торца изменится благодаря появлению прямолинейного участка в его средней части. Криволинейное очертание торца означает, что вся средняя часть полосы участвует во взаимодействии с краями. Появление прямолинейного участка на торце свидетельствует о том, что с краями взаимодействует только часть среднего участка.

Рассмотрим распределение давления при прокатке широких полос.

Практически можно считать, что достаточно широкие полосы деформируются без уширения. Если же при этом и наблюдается

* *Op. cit.*, с. 155—162.

⁶ Подобное равновесие напряжений характерно для тела, несущего остаточные напряжения и свободного от всяких внешних воздействий. В процессе прокатки условия более сложные и состояние равновесия определяется целой системой сил, охватывающей и силы трения. Таким образом, анализ автора имеет лишь примерный характер. *Прим. ред.*

⁷ Иг. М. Павлов, Я. С. Галлаи. Руководство к учебной лаборатории по теории прокатки, Металлургиздат, 1946.

поперечная деформация, то она может появиться из-за вынужденного уширения кромок благодаря большому обжатию их по сравнению с остальной частью полосы⁸.

На основании опытных материалов о распределении давления в зоне деформации можно заключить, что по краям полосы имеется разноименная схема главных напряжений с одним растягивающим и двумя сжимающими напряжениями, а в середине — одноименная схема сжатия. Разноименная схема напряжений связана с действием продольных растягивающих напряжений, появляющихся в процессе прокатки. Схема главных деформаций определяется тем, что широкие полосы при прокатке деформируются по высоте и по длине. Следовательно, механическая схема деформации при прокатке широких полос в гладких валках неодинакова для краевых и средних частей полосы. Если же схему напряженного состояния устанавливать исходя из действия валков на полосу без учета влияния внутриметаллической связи и «жестких концов», то она для всего очага деформации будет схемой трехосного неравномерного сжатия. В этом случае механическая схема деформации остается одной и той же для всей зоны деформации.

В основу дальнейшего анализа положены теория прокатки Иг. М. Павлова, согласно которой все элементы, расположенные в поперечном сечении полосы, имеют одинаковую вытяжку и уширение⁹, а также упрощенные уравнения пластичности (1, 2, 3), связывающие деформации и напряжения. Эти уравнения отвечают закону Гука, распространенному на пластическое состояние материала при условии несжимаемости его в этом состоянии.

Уравнения пластичности имеют следующий вид:

$$\delta_1 = \frac{\psi}{2G} (\sigma_1 - \sigma), \quad (1)$$

$$\delta_2 = \frac{\psi}{2G} (\sigma_2 - \sigma), \quad (2)$$

$$\delta_3 = \frac{\psi}{2G} (\sigma_3 - \sigma), \quad (3)$$

где σ_1 , σ_2 и σ_3 — соответственно высотное, поперечное и продольное напряжения;

δ_1 , δ_2 и δ_3 — соответственно относительные высотная, поперечная и продольная деформации;

⁸ Иг. М. Павлов, Я. С. Галлаи. Упругое сжатие прокатных валков, Металлургияиздат, 1939, № 1, с. 79—86, а также ч. IV, стр. 51—58.

⁹ Что относится лишь к идеальному случаю вполне равномерной деформации полосы. Прим. ред.

G — модуль сдвига;

ψ — модуль пластичности;

σ — среднее напряжение, равное $\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$.

Рассмотрим изменение поперечного напряжения по ширине полосы. Без учета упругой деформации валков абсолютная величина поперечного напряжения σ_2 будет зависеть только от ширины полосы. Схематически распределение σ_2 по ширине полосы можно себе представить следующим образом (рис. 103): наименьшее напряжение σ_2 (близкое к нулю) расположено у края полосы, а дальше от края σ_2 растет, достигая в середине величины, превышающей σ_1 .

Согласно уравнению (2) и характеру распределения напряжения по ширине полосы, на первый взгляд, кажется возможным при прокатке иметь три схемы деформации: 1) обжатие, вытяжка и уширение,

2) обжатие и вытяжка и 3) обжатие, вытяжка и поперечная утяжка. Первая схема осуществляется в том случае, когда действует условие

$$\sigma_2 < \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}; \quad (4)$$

вторая — при

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}; \quad (5)$$

третья — при

$$\sigma_2 > \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}. \quad (6)^{10}$$

Однако еще никто не наблюдал поперечного сужения, т. е. третьей деформационной схемы, при прокатке полосы прямоугольного сечения на гладких валках. Таким образом, условию (6), так же как условию (5), соответствует вторая деформационная схема.

Вывод о том, что при $\sigma_2 > \sigma$ отсутствует поперечная деформация, основывается на теории, разработанной Иг. М. Павло-

¹⁰ Эти условия вполне соответствуют также следующим, более часто применяемым условиям:

$$\sigma_2 < \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}; \quad \sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}; \quad \sigma_2 > \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}.$$

Прим. ред.

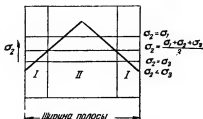


Рис. 103. Распределение поперечного напряжения σ_2 (схема)

вым¹¹. Согласно этой теории, напряжение, возникающее от силы трения в поперечном направлении, характеризуется качеством необратимости, т. е. не дает сонаправлений деформации. Важно отметить, что качество необратимости обуславливает интересное явление, названное Иг. М. Павловым «потенциальным накоплением трения».

Потенциальное накопление трения происходит в зоне, где $\sigma_2 > \sigma$.

Если в первом приближении принять, что продольное напряжение не изменяется по ширине, то осуществление деформационной схемы зависит только от величины σ_2 .

Для удобства дальнейшего анализа широкую полосу мысленно разобьем на ряд элементарных полосок. Рассмотрим, как будет деформироваться эта полоса, если предположить, что между элементарными полосками нет связи в продольном направлении, т. е. они могут свободно, независимо одна от другой деформироваться в длину. При таком предположении крайние элементарные полоски будут деформироваться по первой деформационной схеме, а средние — по второй. Иначе говоря, полосу можно разбить по ширине на две качественно отличные области (рис. 103). В области I все элементарные полоски деформируются при условии (4).

Даже самые крайние полоски деформируются, если σ_2 является минимальным напряжением; в результате поперечная деформация крайних полосок больше продольной. В области II деформация осуществляется при условии (6). Следовательно, в этой области все элементарные полоски деформируются только в длину при неизменной первоначальной ширине.

На границе между областями I и II действует условие (5).

В заключение следует отметить, что благодаря принятым допущениям полоса деформируется без появления продольных напряжений по краям и сжимающих напряжений в середине. Но в действительности эти напряжения имеются вследствие наличия внутриметаллической связи и действия жестких концов, т. е. определяются условиями, которые всегда сопровождают реальный процесс прокатки. Наконец, необходимо отметить, что потенциальная сила трения, накапливаемая во второй области, никуда не расходуется.

Переходим к анализу реального процесса прокатки, протекающего в указанных условиях.

Основное отличие реального процесса прокатки от только что рассмотренного заключается в постоянстве вытяжки всех элементарных полосок. В нашем случае вследствие отсутствия по-

¹¹ Известия АН СССР, ОТН, 1949, № 1, с. 85—99.

перечной деформации высотная деформация полосы $\left(\frac{H}{R}\right)$ равна продольной $\left(\frac{L_2}{L_1}\right)$.

Для того чтобы элементарные полоски области *I* не уширялись, условие (4) должно перейти в условие (5). Переход одного условия деформации в другое может происходить путем увеличения σ_2 или уменьшения σ_3 . Эти напряжения могут быть изменены путем создания в элементарных полосках области *I* дополнительных поперечных сжимающих напряжений и продольных растягивающих напряжений. При прокатке оказывается возможным получить дополнительные растягивающие напряжения за счет потенциальных сил трения области *II*. Действительно, допустим, что деформация данной элементарной полоски происходит при условии (6), т. е. по второй деформационной схеме.

Можно увеличивать продольное напряжение σ_3 , не изменяя деформационной схемы вплоть до появления условия (5). При этом чем больше σ_2 сравнительно с σ_3 , тем больше дополнительных продольных напряжений можно приложить к элементарной полоске, не меняя схемы деформации.

В результате за счет потенциальной силы трения области *II* элементарные полоски области *I* получают дополнительные растягивающие напряжения, а полоски области *II* — сжимающие напряжения.

Дополнительные продольные напряжения растяжения и сжатия оказывают непосредственное влияние на величину сопротивления деформации σ_1 , так как

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \beta k, \quad (7)$$

где k — сопротивление деформации при линейном напряженном состоянии;

β — коэффициент, изменяющийся от 1 до 1,15.

Совершенно очевидно, что наибольшее дополнительное растягивающее напряжение получают в области *I* крайние полоски и соответственно этому их сопротивление деформации будет минимальным.

Если величина дополнительного напряжения больше величины основного (по терминологии С. И. Губкина¹²), то схема напряженного состояния крайних полосок разноименная.

В области *II* дополнительные продольные сжимающие напряжения распределяются пропорционально запасенной потенциальной силе трения. Чем ближе расположена элементарная полоска к середине, тем больше она может «поглотить» дополнительных сжимающих напряжений. Соответственно этому сопро-

¹² Теория обработки металлов давлением, Металлургиздат, 1947.

тивление деформации тем больше, чем ближе элементарная полоска к середине.

Во взаимодействии между областями *I* и *II* обязательно участие всех элементарных полосок области *II*. Их участвует столько, сколько необходимо для погашения стремления к уширению элементарных полосок области *I*. Это совершенно ясно, поскольку взаимодействие основывается на разности продольных деформаций. Допустим, *n* — полоска области *II* взаимодействует с полоской *n* — 1 области *I* (полоски отсчитываются от края). Это взаимодействие происходит без участия полоски *n* + 1,

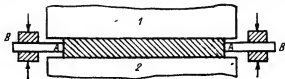


Рис. 104. Модель действия поперечных напряжений сил трения:

1 — верхний валок; 2 — нижний валок

если потенциальной силы трения полоски *n* достаточно для обеспечения деформации полоски *n* — 1 во второй деформационной схеме.

Элементарные полоски области *II*, не принимающие участия во взаимодействии с областью *I*, не получают никаких дополнительных напряжений, поэтому сопротивление деформации этих полосок постоянно независимо от величины поперечного напряжения. Этот вывод можно проиллюстрировать следующей моделью. Допустим, полоса прокатывается между двумя упорами *A*, как это показано на рис. 104. Постепенно, зажимая упоры, можно создать условия, при которых полоса будет прокатываться без уширения. Дальнейшее зажатие упоров ничего не изменяет. Сопротивление деформации полосы с момента прекращения поперечной деформации остается постоянным независимо от силы зажатия упоров. Напряжение, возникающее от упоров такой конструкции, подобно напряжению, возникающему от сил трения в поперечном направлении, обладает качеством необратимости.

Схематическое распределение дополнительных σ_3'' и основных σ_3' продольных напряжений по ширине полосы дано на рис. 105. На этой же диаграмме помещена кривая распределения высотного напряжения σ_1 . Характер распределения определяли, исходя из уравнения (7).

Коэффициент β , учитывающий влияние среднего главного напряжения σ_2 на величину давления, имеет максимальное значение, равное 1,15 при $\sigma_2 = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$. Минимальное значение, равное

единице, коэффициент β принимает при $\sigma_2 = \sigma_3$ и $\sigma_2 = \sigma_1$. Однако коэффициент β будет равен единице при $\sigma_2 = \sigma_1$ только в том случае, когда σ_2 обладает качеством обратимости. При прокатке σ_2 (поперечное напряжение) обладает качеством необратимости и благодаря этому коэффициент β при увеличении σ_2 от $\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}$ до σ_1 не будет меняться, оставаясь равным 1,15.

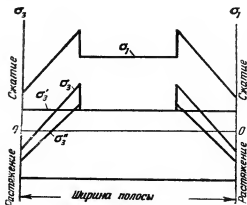


Рис. 105. Характер распределения напряжений в полосе, прокатываемой без уширения; σ_3 — основные продольные напряжения; σ_3' — дополнительные продольные напряжения; $\sigma_3 = \sigma_3' + \sigma_3$; σ_1 — высотное напряжение

Схематическое распределение σ_1 , данное на рис. 105, характерно для случая, когда не вся область II участвует во взаимодействии с областью I. В случае, когда область II полностью взаимодействует с областью I, горизонтальный участок кривой посередине полосы исчезает, а максимумы сливаются в один. Иначе говоря, увеличивая ширину полосы, можно получить разные по характеру кривые распределения σ_1 . Для относительно узких полос кривая распределения давления имеет один максимум, а для относительно широких полос — два.

Наибольшее давление посередине полосы соответствует полосе, в которой область II полностью участвует во взаимодействии с областью I.

Рассуждая так же, как при анализе распределения давления поперек зоны деформации полос, прокатываемых без уширения, можно определить характер распределения давления для полос, прокатываемых с уширением.

Уширение полосы начинается при условии, когда потенциальных сил трения области II не хватает для уничтожения стремления уширяться области I или когда вообще область II отсутствует.

Уширение и вытяжка всех элементарных полосок по ширине полосы одинаковы. В области I имеется элементарная полоска, уширение и вытяжка которой без учета продольного взаимодействия между полосками равно уширению и вытяжке всей полосы. Все элементарные полоски, расположенные между этой полоской и краем, будут растягиваться, а остальные сжиматься.

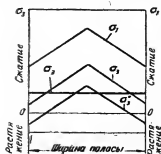


Рис. 106. Характер распределения напряжений σ_1 , σ_2 , σ_3 в полосе, прокатываемой с уширением (схема)

На рис. 106 приводится распределение σ_1 и σ_2 при прокатке полос с уширением.

Приведенный выше анализ распределения давления поперек зоны деформации полностью подтверждает результаты, полученные опытным путем (см. рис. 102).

На основании * опытных данных и теоретического анализа распределения давления можно сделать следующие выводы.

1. Давление вдоль и поперек зоны деформации при холодной прокатке полос распределяется неравномерно.

2. Минимальное давление в поперечном направлении зоны деформации находится всегда у краев полосы.

3. Для полос, имеющих при прокатке уширение, максимальное давление располагается посередине полосы¹³.

4. При прокатке полос без уширения можно получить в зависимости от ширины полосы два вида кривых распределения давления — с одним или двумя максимумами¹³.

5. Величина максимального давления посередине полосы зависит от ширины полосы только при относительно узких полосках. В наших опытах для полос, имеющих отношение $\frac{B_1}{H} > 20$, максимальное давление посередине не зависит от ширины полосы.

* Оп. cit., с. 165.

¹³ Вряд ли следует проводить в этом вопросе столь резкую грань: по мере увеличения ширины полосы происходит постепенный переход от диаграммы первого типа к диаграмме второго типа (такая же постепенность имеется и в развитии уширения в зависимости от ширины полосы). *Прим. ред.*

19. ВЛИЯНИЕ НАТЯЖЕНИЯ НА ДАВЛЕНИЕ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ*

Дифференциальное уравнение распределения удельного давления

Исходным уравнением для определения общего давления металла на валки и распределения удельного давления по дуге захвата является дифференциальное уравнение удельного давления. Это уравнение получается из условия равновесия элемента $abcd$, выделенного в зоне деформации прокатываемой полосы (рис. 107), и имеет следующий вид:

$$\frac{d\sigma_x}{dx} - \frac{p_x - \sigma_x}{y} \frac{dy}{dx} \pm \frac{t_x}{y} = 0. \quad (1)$$

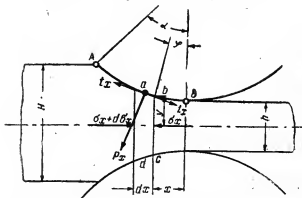


Рис. 107. Элементарные силы, действующие на прока-
тываемый металл в зоне опережения

Так ** как при прокатке широкой полосы и ленты уширение незначительно (рассматривается плоскодеформированное состояние), то

$$p_x - \sigma_x = 1,15 \sigma_x = k, \quad (2)^{**}$$

где σ_s — напряжение при пределе текучести материала, зависящее от степени наклепа, температуры прокатываемого материала, а также от скорости деформации.

Подставляя (2) в (1), получим

$$\frac{d(p_x - k)}{dx} \pm \frac{t_x}{y} = \frac{k}{y} \frac{dy}{dx} \quad (3)$$

Согласно теории скольжения с сухим трением

$$t_x = f p_x, \quad (4)$$

* И. Г. Арутюнов. Влияние натяжения металла на процесс холодной прокатки тонкой ленты. Машгиз, Научно-техническая информация. ЦНИИТМАШ. 1951, № 4, с. 4.

** Op. cit., 5.

Таким образом, окончательный вид дифференциального уравнения:

$$\frac{d(p_x - k)}{dx} \pm \frac{f p_x}{y} = \frac{k}{y} \frac{dy}{dx}. \quad (5)$$

*Определение * давления металла на валки с учетом наклепа*

Принимаем прямолинейный закон изменения предела текучести по дуге захвата¹, т. е.

$$k = k_1 - \frac{k_1 - k_0}{l} x. \quad (6)$$

Обозначая $\frac{k_1 - k_0}{l} = a$, получим уравнение (6) вида

$$k = k_1 - ax, \quad (7)$$

где k — предел текучести металла при обжатии, соответствующем расстоянию x от начала координат, умноженный на 1,15;

x — абсцисса, определяющая положение рассматриваемой точки на дуге захвата.

Уравнение пластичности для плоскодеформированного состояния с учетом наклепа будет

$$p_x - \sigma_x = k - ax. \quad (8)$$

Дифференцируя уравнение (8), получим

$$d\sigma_x = dp_x + adx. \quad (9)$$

Выразим x и y через h_x . Известно, что

$$y = \frac{h_x}{2} = \frac{\Delta h}{2l} x + \frac{h}{2}, \quad (10)$$

откуда

$$x = (h_x - h) \frac{l}{\Delta h}. \quad (11)$$

Подставляя (4), (8) — (11), а также dx и dy в уравнение (1), получим

$$\begin{aligned} \frac{\frac{dp_x}{\frac{l}{\Delta h} dh_x} + a - \frac{1}{h_x} \left[k_1 - \frac{al}{\Delta h} (h_x - h_1) \right] - \frac{1}{\Delta h}}{\pm \frac{2f p_x}{h_x}} = 0. \end{aligned} \quad (12)$$

* Ор. cit., с. 6—7.

¹ Е. С. Рокотян, Сталь, 1947, № 9, с. 814—820, а также ч. VI, с. 80.

Умножаем обе части уравнения на $\frac{l}{\Delta h}$ и, заменяя * a и Δh их значениями, а также обозначив

$$\delta = \frac{2fl}{\Delta h}; \quad (13)$$

$$L = \frac{2(k_0 - k_1)}{\Delta h}; \quad (14)$$

$$M = \frac{k_1 H - k_0 h}{\Delta h}, \quad (15)$$

получим

$$\frac{dp_x}{dh_x} \pm \frac{\delta}{h_x} p_x = L + \frac{M}{h_x}. \quad (16)$$

Уравнение (16) в общем виде решается:

$$p_x = e^{\pm \int \frac{\delta}{h_x} dh_x} \left[C + \int \left(L + \frac{M}{h_x} \right) e^{\mp \int \frac{\delta}{h_x} dh_x} \right]. \quad (17)$$

После интегрирования (17) получим** окончательный вид уравнений распределения удельных давлений по дуге захвата: для зоны отставания

$$p_x = \left[(k_0 - \sigma_3) - \frac{L}{\delta + 1} H - \frac{M}{\delta} \right] \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} + \frac{L}{\delta + 1} h_x - \frac{M}{\delta}; \quad (18)$$

для зоны опережения

$$p_x = \left[(k_1 - \sigma_n) + \frac{L}{\delta - 1} h + \frac{M}{\delta} \right] \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta} - \frac{L}{\delta - 1} h_x - \frac{M}{\delta}. \quad (19)$$

Если допустить, что предел текучести металла в процессе прокатки не изменяется, т. е. $\kappa_0 = \kappa_1 = \kappa$, то уравнения (18) и (19) легко приводятся к виду уравнений Целикова², т. е. для зоны отставания

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\xi_0 \delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} + 1 \right]; \quad (20)$$

для зоны опережения

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\xi_1 \delta + 1) \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta} - 1 \right], \quad (21)$$

где

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_3}{k}, \quad (22)$$

* Op. cit., с. 7.

** Op. cit., с. 8—10.

² Прокатные станы, Металлургиздат, 1947, с. 53 и 136.

$$\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_n}{k}. \quad (23)$$

Согласно рис. 108, удельное давление имеет наименьшее значение в точках A и B , повышаясь к точке C , где оно имеет наибольшее значение. Для определения общего давления металла на валки по принятой методике следовало бы проинтегрировать

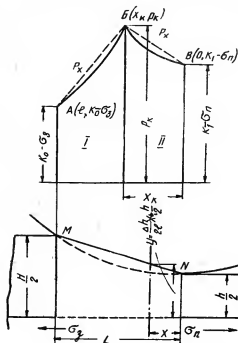


Рис. 108. Действительная и спрямленная эпюры распределения удельного давления по дуге захвата:

I — зона отставания; II — зона опережения

по дуге захвата уравнения удельного давления. Эту задачу другие авторы решали при упрощении исходных уравнений распределения удельного давления. Точное решение задачи без указанных упрощений приводит к слишком громоздким результатам, что затрудняет практическое использование полученных уравнений.

Нами предлагается новая методика определения общего давления металла на валки.

Из рис. 108 видно, что через точки A , B и C проведены пунктирные прямые AB и BC ; принято, что удельные давления изменяются по закону этих прямых. Как показало планиметрирование площадей, ограниченных действительными и условными

кривыми, разница между ними составляет не более 10%, что объясняется незначительной кривизной кривых³.

Уравнение прямой, проходящей через точки А и В, следующее:

$$p_x = (l - x) \frac{p_k - (k_0 - \sigma_3)}{l - x_k} (k_0 - \sigma_3), \quad (24)$$

где $l > x > x_k$;

x_k и p_k — координаты нейтрального (критического) сечения.

Уравнение прямой, проходящей через В и В:

$$p_x = (x_k - x) \frac{(k_1 - \sigma_n) - p_k}{x_k} + p_k, \quad (25)$$

где

$$x_k > x > 0.$$

Суммирование удельного давления на протяжении всей дуги захвата приближенно определяет вертикальную составляющую общего давления металла на валки:

$$P = \frac{B_1 + B_2}{2} \int_0^l p_x dx. \quad (26)^4$$

Подставляя в уравнение (26) вместо p_x уравнения (24) и (25), получим

$$\begin{aligned} P &= B_{cp} \left\{ \int_0^{x_k} \left[(x_k - x) \frac{(k_1 - \sigma_n) - p_k}{x_k} + p_k \right] dx + \right. \\ &+ \left. \int_{x_k}^l \left[(l - x) \frac{p_k - (k_0 - \sigma_3)}{l - x_k} + (k_0 - \sigma_3) \right] dx \right\} = \\ &= B_{cp} \left[\frac{(k_0 - \sigma_3) + p_k}{2} (l - x_k) + \frac{(k_1 - \sigma_n) + p_k}{2} x_k \right]. \end{aligned} \quad (27)$$

Задача сводится к определению координат нейтрального се-

³ Это утверждение автора требует дополнительной проверки путем построения теоретических кривых при разных условиях прокатки по точным уравнениям и сравнения полученной эпюры с эпюрой, получаемой путем проведения прямых АВ и ВВ. Прим. Е. С. Рокотына — редактора данной статьи.

⁴ Кроме силы P , по вертикали действует еще соответствующая составляющая равнодействующей касательных сил трения; T_z , которая отражает суммарное влияние сил трения по области отставания I и области опережения II ($T_z = T_{zI} - T_{zII}$). Прим. ред.

чения p_k и x_k посредством совместного решения уравнений (18) и (19):

$$\left[(k_0 - \sigma_s) - \frac{L}{\delta + 1} H - \frac{M}{\delta} \right] \left(\frac{H}{h_k} \right)^\delta + \frac{L}{\delta + 1} h_k + \frac{M}{\delta} = \\ = \left[(k_1 - \sigma_n) + \frac{L}{\delta - 1} h + \frac{M}{\delta} \right] \left(\frac{h_k}{h_1} \right)^\delta - \frac{L}{\delta - 1} h_k - \frac{M}{\delta}. \quad (28)$$

Обозначим:

$$\left[(k_0 - \sigma_s) - \frac{L}{\delta + 1} H - \frac{M}{\delta} \right] = A; \quad (29)$$

$$\left[(k_0 - \sigma_n) + \frac{L}{\delta - 1} h + \frac{M}{\delta} \right] = B. \quad (30)$$

Для удобства * преобразований введем следующие обозначения:

$$B - A + \xi_0 k_0 - \xi_1 k_1 = D. \quad (31)$$

В результате * получим

$$\left(\frac{h_k}{h} \right)^\delta - \frac{1}{2B} \left[D + \sqrt{D^2 + 4AB \left(\frac{H}{h} \right)^\delta} \right]; \quad (32)$$

$$p_k = \frac{1}{2} \left[D + 2A - 2\xi_0 k_0 \sqrt{D^2 + 4AB \left(\frac{H}{h} \right)^\delta} \right]. \quad (33)$$

Значение общего давления металла на валки определяется после подстановки уравнений (32) и (33) в уравнение (27) и введения следующего обозначения **:

$$N = \sqrt{D^2 + 4AB \left(\frac{H}{h} \right)^\delta}. \quad (34)$$

Тогда окончательный вид уравнения для определения общего давления металла на валки будет:

$$P = \frac{B_{ср} l}{2\Delta h} \left[\xi_0 k_0 + \frac{1}{2} (D + 2A - 2\xi_0 k_0 + N) \right] \times \\ \times \left\{ H - h \left[\frac{1}{2B} (D + N)^{1/\delta} \right] \right\} + \left[\xi_1 k_1 + \frac{1}{2} (D + 2A - 2\xi_0 k_0 + N) \right] \times \\ \times \left\{ h \left[\frac{1}{2B} (D + N)^{1/\delta} - h \right] \right\}. \quad (35)$$

* Op. cit., с. 11.

**Op. cit., с. 11—14.

Подставляя уравнения (14) и (15) в уравнения (29) и (30), получим

$$A = \left[\xi_0 k_0 + \frac{2(k_1 - k_0)}{(\delta + 1) \Delta h} H - \frac{k_1 H - k_0 h}{\delta \Delta h} \right]; \quad (36)$$

$$B = \left[\xi_1 k_1 - \frac{2(k_1 - k_0)}{(\delta - 1) \Delta h} h + \frac{k_1 H - k_0 h}{\delta \Delta h} \right]. \quad (37)$$

Таким образом, задача определения давления металла на валки при прокатке с учетом натяжения и наклепа металла сводится к последовательному определению выражений A , B , D и N по уравнениям (36) (37), (31) и (34) и дальнейшему подсчету общего давления по уравнению (35).

После деления общего давления металла на площадь соприкосновения металла с валком получаем формулу для определения среднего удельного давления:

$$p_{cp} = \frac{1}{2 \Delta h} \left[\xi_0 k_0 + \frac{1}{2} (D + 2A - 2\xi_0 k_0 + N) \right] \times \\ \times \left\{ H - h \left[\frac{1}{2B} (D + N) \right]^{\frac{1}{\delta}} \right\} + \left[\xi_1 k_1 - \frac{1}{2} (D + 2A - \right. \\ \left. - 2\xi_0 k_0 + N) \right] \left\{ h \left[\frac{1}{2B} (D + N) \right]^{\frac{1}{\delta}} - h \right\}. \quad (38)$$

Подсчет давлений по предлагаемой новой формуле и по формулам А. И. Целикова² и Е. С. Рокотяна¹ дал отличные по результатам данные, что и послужило причиной, побудившей произвести анализ этих формул⁵. Вследствие сложности математического анализа формул Целикова и Рокотяна был применен графоаналитический метод. Формулы Целикова и Рокотяна для определения давления металла на валки с учетом натяжения металла и наклепа и распределения удельных давлений по дуге захвата имеют следующий вид.

1. Формула Целикова

$$P = \frac{B_{cp} l \xi_1 k_1}{m} \left[\left(\frac{\xi_0 k_0}{\xi_1 k_1} \right)^{\frac{H}{H+h}} \cdot e^m - \frac{\xi_0 k_0}{\xi_0 k_1} \frac{H}{H+h} - \frac{h}{H+h} \right]; \quad (39)^6$$

для зоны отставания

$$p_x = (k_0 - \sigma_3) e^{\frac{2f}{H} (l-x)}; \quad (40)$$

⁵ К сожалению, автор не рассматривает выводов других исследователей, в частности иностранных. *Прим. ред.*

⁶ Где $m = \frac{2f l}{H+h}$. *Прим. сост.*

для зоны опережения

$$p_x = (k_1 - \sigma_n) e^{\frac{2f}{h} x}. \quad (41)$$

2. Формула Рокотяна

$$P = \frac{bB}{2} \left(\frac{h}{f} \right)^2 \left(\sqrt{\rho_0 \rho_1} \cdot e^{\frac{fl}{h_{cp}}} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0}}{2} \right). \quad (42)^*$$

Для зоны отставания

$$p_x = b \frac{h_{cp}}{2f} (e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} \rho_0 - 1). \quad (43)^*$$

Для зоны опережения

$$p_x = b \frac{h_{cp}}{2f} (e^{\frac{2f(l-x)}{h_{cp}}} \rho_1 + 1). \quad (44)^*$$

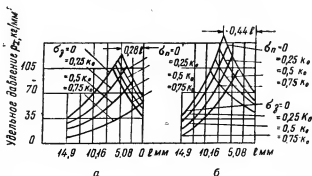


Рис. 109. Эпюры распределения удельных давлений, подсчитанные по формуле Целикова (а) и по формуле Рокотяна (б)

По уравнениям распределения удельных давлений (40), (41) и (43), (44) были построены эпюры распределения удельных давлений (рис. 109) для одинаковых условий прокатки и планиметрированием определены площади эпюр, представляющие собой величину давления металла на валки на единицу ширины полосы. Как видно из рис. 109, точка пересечения кривых, т. е. положение критического сечения первой эпюры, значительно ближе к выходу, чем точка пересечения кривых второй эпюры, что выражается цифрами 0,28 *l* и 0,44 *l*. Иными слова-

* У Рокотяна $\frac{1,15 b B}{2}$... Обозначения *b*, ρ_0 и ρ_1 см. ч. VI, стр. 81 и 83.

ми, по формуле Рокотяна имеется значительное увеличение плеча момента, а следовательно, и момента прокатки по сравнению с формулой (35). Площадь эпюры, построенной по уравнению Целикова, при натяжении, равном нулю, меньше на 17%, чем площадь эпюры по уравнениям Рокотяна при этом же натяжении. Таким образом, действительное относительное увеличение момента прокатки во втором случае еще более значительно за счет фактора силы (давления).

При действии равных натяжений соотношения площадей эпюр отличаются значительными изменениями. Так, при заднем натяжении $\sigma_n = 0,5 k_0$ ($\tau_n = 0$) расхождение между результатами подсчета по обеим формулам доходит до 40%. Критическое сечение при действии рассматриваемого натяжения также смещается и в первом случае находится на расстоянии 2, а во втором — на расстоянии 4,74 мм от выхода. Следовательно, момент прокатки согласно эпюре а при заднем натяжении $\sigma_3 = 0,5 k_0$ и при прочих равных условиях еще более значительно отличается от момента прокатки, полученного согласно эпюре б.

Из приведенных цифр и рис. 109 видно, что площади снижения эпюры давления при действии переднего натяжения в среднем в два раза выше при подсчете по уравнениям (43) и (44). Площади снижения при действии заднего натяжения, наоборот, значительно выше при подсчете по уравнениям (40) и (41).

Исходя * из общего характера этих соотношений, можно сделать вывод, что по уравнению Целикова заднее натяжение имеет большее, а переднее натяжение меньшее влияние на давление, чем это следует из уравнения Рокотяна. Например, если при расчете по уравнению Целикова для $\sigma_n = 0$ и $\sigma_3 = 0,5 k_0$ уменьшение площади эпюры давления составляет 37,8%, то для тех же величин натяжений по уравнению Рокотяна — всего лишь 24,4%.

Влияние равных и действующих совместно переднего и заднего натяжений при подсчете по уравнениям (40) и (41), а также (43) и (44) при малых значениях натяжений почти не отличается. При больших натяжениях подсчет по уравнениям (40) и (41) дает большее снижение площади эпюры давления, чем по уравнениям (43) и (44). Так, например, при $\sigma_3 = \sigma_n = 0,75 k_0$ снижение площади и процентное снижение в первом случае будут соответственно 28 и 68,2%, а во втором — 25,2 и 53,5%. Положение критических сечений в этом случае характеризуется цифрами соответственно 1 и 6 мм от выхода, что, следовательно, дает еще большее расхождение в величине момента прокатки.

Причину таких результатов подсчета по различным формулам, очевидно, следует искать в тех допущениях, которые были

* Ор cit., с. 15—16.

приняты при их выводе. Так как эти допущения общи для рассматриваемых уравнений и, следовательно, должны давать одни и те же неточности, задача состоит в объяснении погрешностей, получаемых при подсчетах по указанным уравнениям в результате искусственного приема, позволившего значительно упростить исходные дифференциальные уравнения.

Искусственный прием, положенный в основу вывода уравнения (39), состоит, как известно, в том, что толщина металла на

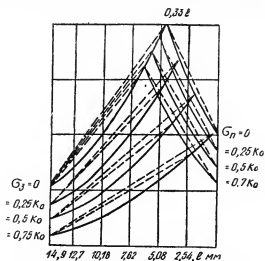


Рис. 110. Эпюры распределения удельных давлений по предлагаемой формуле

протяжении всей зоны отставания и опережения принята постоянной и равной для зоны отставания $y = \frac{H}{2}$, а для зоны опережения $y = \frac{h}{2}$. Величины $k=1,15$ σ_s также принята постоянной и равной для зоны отставания $k=k_0$, а для зоны опережения $k=k_1$.

Искусственный прием, положенный в основу вывода уравнения (42), состоит в том, что толщина металла на протяжении всей дуги захвата принята постоянной и равной $h_{cp} = \frac{H+h}{2}$. Что

касается изменения величины k , то на основании экспериментальной проверки принято, что величина предела текучести меняется по дуге захвата по закону прямой.

На рис. 110 дана* эпюра распределения удельного давле-

* Ор. cit., с. 20—21.

ния по формуле (38), а в табл. 14⁸ приведены значения снижения давления металла на валки в зависимости от примененного натяжения.

Таблица 14

Снижение давления металла на валки в зависимости от натяжения

(сталь 10; обжатие 30%; $f = 0,224$; $\sigma_z = 30 \text{ кг/мм}^2$)

Величина натяжения		Формула автора (38)		Формула Целикова (39)	Формула Рокотяна (42)
		процент уменьшения		площади	эпюры
σ_z	σ_n	точной	спрямленной		
0	0	0	0	0	0
0	0,25к	4,9	5,05	4,87	8,5
0	0,25к	17,8	14,55	16,1	11,15
0,25к	0,25к	21,3	18,4	19,5	18
0	0,5к	11,1	11,1	11	17,4
0,5к	0	32,9	34,8	37,8	24,4
0,5к	0,5к	43,7	38,8	41,5	35,8
0	0,75к	18,7	18,2	16,1	28
0,75к	0	67,5	60,6	67	40,5
0,75к	0,75к	69,5	64,2	68,2	53,5

Сравнение этих цифр с соответствующими цифрами, подсчитанными по формулам Целикова и Рокотяна, дает количественное представление о возможных отклонениях результатов подсчета согласно уравнениям (40), (41) и (43), (44), а также уравнению (38).

Методика испытаний и применяемое оборудование

Для проверки теоретических выводов было произведено экспериментальное исследование влияния натяжения на давление металла на валки при холодной прокатке тонкой ленты.

⁸ Таблица составлена нами из табл. 1, 2 и 3 оригинала. Прим. сост.

Исходным материалом при прокатке служила стальная лента марки 10кп шириной 40 мм и толщиной 1,45—1,55 мм. Достигнутое обжатие доходило до 40% за проход; прокатку проводили без смазки.

Металл предварительно подвергали наклепу, для чего полосу прокатывали на различные толщины.

Прокатку проводили на двухвалковом стане 250×250 мм и четырехвалковом стане 60/100×100 мм. Так как на первом стане с одной моталкой исследовали влияние только одного переднего натяжения, порядок испытаний был принят следующий: лента с разматывателя подавалась во вращающиеся валки стана, причем с помощью осциллографа производилась запись показаний месдоз под правым и левым нажимными винтами, числа оборотов валков и продолжительности процесса. Затем стан и осциллограф выключали; после этого закрепленная на барабане моталки лента подвергалась предварительному натяжению, и валки стана снова начинали вращаться. Одновременно с пуском стана включался осциллограф, шлейфы которого регистрировали натяжение, давление на правый и левый нажимные винты, число оборотов и продолжительность процесса. Через 2—3 мин. моталки останавливали, и натяжение уменьшалось до нуля.

С образованием петли выключалась также и рабочая клеть, и регистрирование процесса прекращалось.

Опыты по исследованию влияния натяжения на давление при прокатке на четырехвалковом стане производили в две серии: исследование переднего натяжения и исследование совместного влияния переднего и заднего натяжений.

При изучении влияния переднего натяжения ленту разматывателя пропускали между разведенными валками клетки, закрепляли на барабане моталки и вращением штурвала опускали верхний валок до получения необходимого обжатия. После этого проводили прокатку и вели запись величин натяжения и давления. При испытании совместного влияния переднего и заднего натяжений лента с разматывателя перематывалась на задний барабан моталки, и конец ее, пропущенный через валки, закреплялся на барабане передней моталки.

В результате* обработки осциллограмм были получены опытные данные, характеризующие зависимость давления металла на валки от относительного обжатия при различных значениях натяжений (рис. 111 и 112).

Как видно из этих рисунков, на которых показаны также теоретические кривые по уравнению (38), разброс опытных точек колеблется до 20%, что объясняется округлением величин-

* Оп. cit., с. 28.

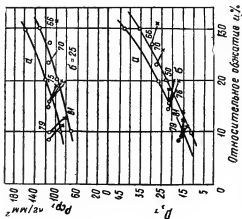


Рис. 111. Влияние переднего натяжения на давление металла (стан 250; $H=1,15$ мм)

$a - \sigma_{\text{II}} = 0$; $b - \sigma_{\text{II}} = 25$

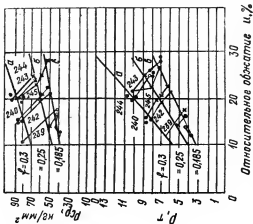


Рис. 112. Влияние переднего и заднего натяжений на давление металла при прокатке:

$a - \sigma_3 = \sigma_{\text{II}} = 0$; $b - \sigma_3 = 0$; $\sigma_{\text{II}} = 25$; $\sigma_3 = 9$; $\sigma_{\text{II}} = 25$

ны натяжений и различными механическими свойствами ленты в разных ее точках.

Расположение опытных точек позволяет сделать заключение о значительном снижении давления при приложении переднего и особенно заднего натяжения.

Для определения входящих в уравнение (38) величин $k_0 = 1,15 \sigma_{\sigma_0}$ и $k_1 = 1,15 \sigma_{\sigma_1}$ были проведены испытания прочностных свойств полос, прокатанных с различными обжатиями, что позволило получить зависимость предела текучести от обжатия при холодной прокатке. На рис. 113 и 114 представлены кри-

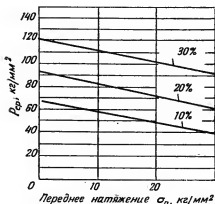


Рис. 113. Влияние переднего натяжения на давление металла (стан 250; $H=1,35$ мм). Цифры на кривых — величина u

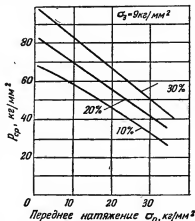


Рис. 114. Влияние совместно действующих переднего и заднего натяжений на давление металла (стан 60/150×100). Цифры на кривых — величина u

вые зависимости среднего удельного давления от действия одного переднего натяжения и совместного действия переднего и заднего натяжений.

Выводы*

Опытные данные о давлении металла на валки при различных значениях натяжения сравнивали с данными формулы (38), а также формул (40), (41) и (43), (44).

Анализ уравнений показал, что положение нейтрального сечения играет основную роль при определении влияния переднего и заднего натяжений и что, если допустить постоянство толщины

* Ор. cit., с. 30.

металла по дуге захвата, принятое при выводе формул (40), (41) и (43), (44), то нейтральное сечение сместится по сравнению с выведенным автором.

Выведено уравнение (38) для определения давления металла на валки с учетом натяжения и наклепа при изменении толщины металла в зоне деформации по хорде⁹.

Величина давления металла на валки, вычисленная по выведенному уравнению, хорошо совпала с опытными данными.

20. АНАЛИЗ ФОРМУЛ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ*

Сопротивление деформации при прокатке зависит от многих факторов. Определяющими являются параметры вертикального сечения очага деформации, изменение которых обуславливает изменение высотной деформации (абсолютное и относительное обжатие) и самый процесс прокатки. Нами¹ установлено, что закономерности изменений высотных параметров очага деформации с исчерпывающей полнотой характеризуются функцией

$$u = \frac{H-h}{H}, \quad (1)$$

если рассматривать эту функцию при трех условиях, ее определяющих, т. е. когда $\Delta h = H - h$, H или h постоянны. При этих условиях по уравнению (1) можно без труда установить функциональные зависимости H , h , Δh от переменной u , которая может изменяться только в пределах от 0 до 1.

Сопротивление ** деформации при прокатке $p = \frac{P}{F}$ представляет собой отношение двух функций $P = \varphi(u)$ и $F = \psi(u) = B\sqrt{R \Delta h} = CB\sqrt{\Delta h}$, где P — давление металла на валок; F — контактная поверхность; $B = B_1 + \frac{\Delta B}{2}$;

$$p = \delta(u) = \frac{\varphi(u)}{\psi(u)}. \quad (2)$$

Значения *** функции $F = \psi(u)$ при Δh , H и $h = \text{const}$ соответственно равны:

$$F_{\Delta h} = \psi_{\Delta h}(u) = CB_{\Delta h} \sqrt{u} = C_0 B_{\Delta h}; \quad (3)^2$$

⁹ Уместно отметить отсутствие анализа и учета в данной работе явления упругой деформации прокатных валков. *Прим. ред.*

* Ю. М. Чижигов, Закономерности сопротивления деформации при прокатке и анализ формул для его определения, Сб. «Обработка металлов давлением», 1952, в. I, с. 291.

¹ Ю. М. Чижигов, Сталь, 1948, № 11, с. 989, а также ч. V, с. 409.

** *Op. cit.*, с. 293.

*** *Op. cit.*, с. 295—297.

² C , C_0 , C_1 , C_2 — постоянные величины, поскольку R — тоже величина постоянная.

$$F_H = \psi_H(u) = C_1 B_H \sqrt{u}; \quad (4)$$

$$F_h = \psi_h(u) = C_2 B_h \sqrt{\frac{u}{1-u}}. \quad (5)$$

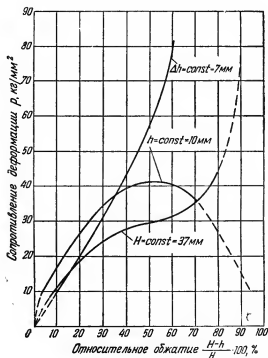


Рис. 115. Зависимость сопротивления деформации от относительного обжатия [$p = \delta(u)$] при Δh , H и $h = \text{const}$ (горячая прокатка). Сталь Ст. 3; температура прокатки 1000° ; diam. валков 400 мм

Подставляя соответствующие выражения для F из (3), (4) и (5) в уравнение (2), получим:

$$p_{\Delta h} = \delta_{\Delta h}(u) = \frac{\varphi_{\Delta h}(u)}{C_0 B_{\Delta h}}; \quad (6)$$

$$p_H = \delta_H(u) = \frac{\varphi_H(u)}{C_1 B_H \sqrt{u}}; \quad (7)$$

$$p_h = \delta_h(u) \frac{\varphi_h(u) \sqrt{1-u}}{C_2 B_h \sqrt{u}}. \quad (8)$$

Функции $p = \delta(u)$ иллюстрируются * экспериментальными кривыми при Δh , H и $h = \text{const}$, приведенными на рис. 115. Каждая кривая имеет характерный вид: функция $p_{\Delta h} = \delta_{\Delta h}(u)$ представлена вогнутой кривой, функция $p_H = \delta_H(u)$ — кривой с перегибом, а функция $p_h = \delta_h(u)$ имеет вид кривой с максимумом. Эти кривые типовые. Качественный ход кривых остается неизменным при любых конечных значениях Δh , H и $h = \text{const}$.

Все факторы, кроме рассмотренных (обжатие — высотные параметры очага деформации), в том числе и такие, как ширина полосы, диаметр валков, температура прокатки, скорость прокатки, состав металла, коэффициент трения и т. д., при постоянстве их значений не влияют на качественный ход полученных кривых.

Все они сказываются на функции $p = \delta(u)$ при Δh , H и $h = \text{const}$ только количественно.

Это дает ** возможность принять эти функции как критерий при оценке правильности и пригодности любой формулы или теории по сопротивлению деформации при прокатке.

Методика анализа формул

В соответствии с предлагаемым методом анализа формул качественно правильной, а следовательно, и количественно верной может быть только та формула или теория, которая в общих границах прокатки (от $u=0$ до $u=1$) не входит в противоречие с истинными закономерностями изменения сопротивления деформации, вызываемого влиянием основных и определяющих факторов.

Для оценки правильности любой формулы по определению сопротивления деформации необходимо поэтому сопоставить закономерности, получающиеся по этой формуле применительно к функциям

$$p = \delta(u) \text{ при } \Delta h, H \text{ и } h = \text{const},$$

с истинным характером этих закономерностей, установленным экспериментально-аналитическим путем и принимаемым нами в качестве критерия.

При анализе формул надлежит соблюдать следующую последовательность операций:

1. Формулы приводят к виду функций (6, 7, 8).
2. При исследовании полученных функций в качестве пере-

* Op. cit., с. 303.

** Op. cit., с. 304—305.

менных принимают высотные параметры H и h для функций (6, 7, 8).

Остальные факторы, учитываемые данной формулой, рассматривают как постоянные. Так, при анализе формулы как функции $p = \delta(u)$ факторы B , R , f и другие (если они входят в состав формулы) принимают постоянными.

3. При анализе исследуемой формулы как функции (6, 7, 8) основную формулу преобразовывают в три уравнения, каждое из которых отвечает одному из трех возможных условий изменения высотных параметров (H , Δh и h) при возрастании u . Для этого в формулу вместо H , Δh и h подставляют их значения в функции от u .

4. Полученные три уравнения вида

$$p_{\Delta h} = \delta_{\Delta h}(u); \quad p_H = \delta_H(u) \text{ и } p_h = \delta_h(u)$$

подвергают исследованию, определяя предельные значения функции при $u=0$ и $u=1$ и устанавливая возможность образования экстремумов.

5. Результаты исследования уравнений (6, 7, 8) сопоставляют с соответствующими истинными закономерностями, установленными экспериментально-аналитическим путем.

6. По основной формуле или по найденным уравнениям (6, 7, 8) подсчитывают значение p для различных величин при Δh , H и $h = \text{const}$, применительно к условиям, для которых построены экспериментальные кривые³ функций.

7. Производят графическое сравнение расчетных кривых с соответствующими опытными (рис. 115), что дает возможность выявить качественный характер основных функций, определяющих сопротивление деформации, и оценить принципиальную правильность формулы, а также и ее количественную пригодность.

8. Выводы по всем контрольным функциям обобщают, окончательно устанавливая правильность формулы и пригодность ее для практического применения.

Анализ формул

1. Формула Петрова (1914)⁴

$$p = \frac{1,15k_1}{1 - \frac{2\sqrt{R\Delta h}}{3h}} f. \quad (9)$$

³ В нашем случае $\Delta h = 7 \text{ мм} = \text{const}$; $H = 37 \text{ мм} = \text{const}$; $h = 10 \text{ мм} = \text{const}$; $R = 200 \text{ мм}$.

⁴ Записки Горного института, 1914, т. V, в. 2, с. 80—84, а также ч. II, с. 52.

Формулу (9) представляем как функцию u при Δh , H и $h = \text{const}$, получаем⁵:

$$p_{\Delta h} = \frac{C_1(1-u)}{C_2(1-u) - C_3(u)}; \quad (10)$$

$$p_H = \frac{C_4(1-u)}{C_5(1-u) - C_6\sqrt{u}}; \quad (11)$$

$$p_h = \frac{C_7\sqrt{1-u}}{C_8\sqrt{1-u} - C_9\sqrt{u}}. \quad (12)$$

Графический* анализ формулы Петрова (9) показан на

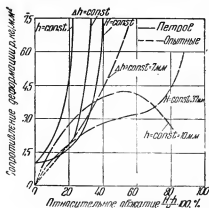


Рис. 116. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Петрова (9), с опытными

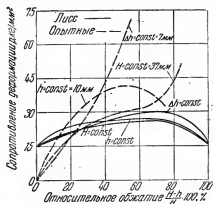


Рис. 117. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Лисса (16), с опытными

рис. 116. Как видно, формула Петрова не отображает истинных закономерностей сопротивления деформации.

2. Формула Ланга (1916)⁶

$$p = \left[\frac{144 - (t-2)^2}{200} \right] \sqrt{\frac{H}{h}} \sqrt[3]{D} \left[7 - \frac{16,8}{(v+0,4)^2 + 2,61} \right] \cdot 180. \quad (13)$$

или

$$p = C \sqrt{\frac{H}{h}}, \quad (14)$$

поскольку t , D и v принимаются постоянными.

⁵ Здесь и в дальнейшем C_1 , C_2 , C_3 и т. д., а также k , k_1 , k_2 и т. д. постоянные величины, количественно различные.

* Оп. cit., с. 306—307.

⁶ K. Lang, Stahl u. Eisen, 1916, S. 10—17, а также ч. II, с. 57.

При Δh , H и $h = \text{const}$ уравнение (14) принимает один и тот же вид:

$$P_{\Delta h, H, h} = \frac{C}{\sqrt{1-u}}. \quad (15)$$

При $u=0$ все три функции равны C ; при $u \rightarrow 1$ они стремятся к бесконечности.

Очевидно, формула Ланга (13) является неправильной.

3. Формула Лисса (1922)⁷

$$p = 0,005 (1400 - t)^2 + 1,1 \cdot 3,75 [1 + 0,000002 (1400 - t)^2] \times$$

$$\times \sqrt{\frac{2v \left(\frac{2}{3} \ln \frac{L_2}{L_1} + \frac{4}{3} \ln \frac{R_2}{B_1} \right)}{\left(\frac{L_2}{L_1} + 1 \right) R \sin \alpha}}. \quad (16)$$

Для упрощения анализа полагаем, что уширение отсутствует, тогда $\frac{B_2}{B_1} = 1$ и $\frac{L_2}{L_1} = \frac{H}{h}$; принимая также, что $R \sin \alpha \approx \sqrt{R \Delta h}$ и что t (температура) и v (скорость прокатки) постоянные, получаем

$$p = C_1 + \frac{C_2}{\sqrt[4]{\Delta h}} \sqrt{\frac{h \ln \frac{H}{h}}{H + h}}. \quad (17)$$

Графический* анализ формулы (16) при Δh , H и $h = \text{const}$ дан на рис. 117.

При всех трех условиях сопротивление деформации при $u=0$ и $u \rightarrow 1$ равно и стремится к одной и той же величине C_1 . Все три кривые имеют максимум. Количественно они различаются очень мало. Как видно, формула Лисса неправильна.

4. Формула Экеелунда (1927)⁸

$$p = \left[1 + 1,6f \frac{\sqrt{R \Delta h} - 1,2 \Delta h}{H + h} \right] \left[k + \frac{2\varepsilon v \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{H + h} \right]. \quad (18)$$

Принимая, что f , R , ε и $v = \text{const}$, представляем уравнение (18) как функцию u при Δh , H и $h = \text{const}$,

⁷ G. Liss, Stahl u. Eisen, 1922, № 18, S. 689; № 19, S. 735; № 20, 768; № 21, S. 806, № 22; S. 891, а также ч. II, с. 59.

* Оп. cit., с. 308—310.

⁸ S. Ekelund, Jernkont. Ann., 1927, № 2, p. 39—97, а также ч. IV, с. 221—230.

получаем:

$$\rho_{\Delta h} = \left(1 + \frac{C_1 u}{2-u}\right) \left(k + \frac{C_2 u}{2-u}\right); \quad (19)$$

$$\rho_H = \left[1 + \frac{C_3 \sqrt{u - C_4 u}}{a(2-u)}\right] \left[k + \frac{C_5 \sqrt{u}}{2-u}\right]; \quad (20)$$

$$\rho_h = \frac{C_6(2-u)^2 + C_7 \sqrt{u(1-u)(2-u)} - C_8 u(2-u) +}{a(2-u)^2} + \frac{C_9 u(1-u) - C_{10} u \sqrt{u(1-u)}}{a(2-u)^2}. \quad (21)$$

При $u=0$

$$\rho_{\Delta h} = \rho_H = \rho_h = k.$$

При $u=1$

$$\rho_{\Delta h} = k_1;$$

$$\rho_H = k_2;$$

$$\rho_h = 0.2k_3.$$

Графический анализ формулы (18) при Δh , H и $h = \text{const}$ показан на рис. 118.

Полученные данные показывают, что формула Экелунда качественно мало отображает истинные закономерности. При Δh и $H = \text{const}$, при $u \rightarrow 1$ функции $\rho_{\Delta h} = \varphi_{\Delta h}(u)$ и $\rho_H = \varphi_H(u)$ стремятся к конечным, сравнительно небольшим значениям, вместо бесконечности. Это обстоятельство обуславливает большое расхождение между рассчитанными по формуле (18) и опытными величинами сопротивления деформации, причем это расхождение тем больше, чем тоньше прокатываемая полоса.

Рис. 119, на котором * приведены рассчитанные по формуле Экелунда значения сопротивления деформации при холодной прокатке стали Ст. 1 на валках диаметром 180 мм при постоянных $\Delta h = 0.5$, $H = 2.5$ и $h = 0.75$ мм, и полученные при этих же условиях опытные данные подтверждают сказанное. Разница между опытными и расчетными данными, как видно из рисунка, заметно возросла.

Таким образом, формула Экелунда, как неполностью отображающая истинные закономерности, не может давать достаточно правильных количественных значений. Получаемые по ней значения весьма сильно занижены.

* Оп. cit., с. 310.

5. Формула Головина (1934)⁹

$$p = p_0 \left\{ \frac{1}{2} \left[1 + \frac{B \sqrt{R \Delta h}}{(H+h)(\sqrt{R \Delta h} + B)} - \frac{1}{2f} \right] + \sqrt{\left[\frac{1}{2} \left(1 + \frac{B \sqrt{R \Delta h}}{(H+h)(\sqrt{R \Delta h} + B)} - \frac{1}{2f} \right) \right]^2 + \frac{1}{2f}} \right\}. \quad (22)$$

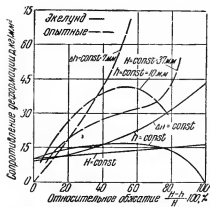


Рис. 118. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Эклунда (18), с опытными (горячая прокатка)

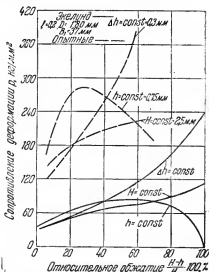


Рис. 119. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Эклунда (18), с опытными (холодная прокатка)

Принимаем p_0 , f , R и $B = \text{const}$. Графический * анализ формулы Головина (22) приведен на рис. 120.

При Δh и $H = \text{const}$ и $u \rightarrow 1$ сопротивление деформации стремится не к бесконечности, а к конечным величинам, количественно небольшим.

В связи с этим влияние u на сопротивление деформации незначительно (рис. 120).

Разница ** между расчетными и опытными значениями p и при холодной прокатке получается весьма значительной.

⁹ И. Я. Тарновский, Сталь, 1943, № 5—6, с. 32—35, а также ч. IV, с. 359.

* Op. cit., с. 311.

** Op. cit., с. 312.

6. Формула Губкина (1935)¹⁰

$$p = \frac{2\gamma k_1 \alpha}{\Delta h} \left\{ \frac{1}{2f + \alpha} \left[\left(\frac{\sqrt{Hh}}{h} \right)^{\frac{2f}{\alpha}} \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \sqrt{Hh} - h \right] + \frac{B}{4} \left[\left(\frac{\sqrt{Hh}}{h} \right)^{\frac{2f}{\alpha}} - 1 \right] \right\}. \quad (23)$$

Для облегчения дальнейшего анализа в формулу (23) вместо угла захвата α вводим примерно равное ему значение $\alpha \approx \sqrt{2(1 - \cos \alpha)} \approx \sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$, а вместо \sqrt{Hh} — практически равное ему значение $\frac{H+h}{2}$.

Принимаем, что γ , k_1 , f , R и B постоянны.

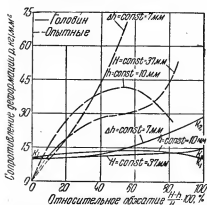


Рис. 120. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Головина (22), с опытными (горячая прокатка)

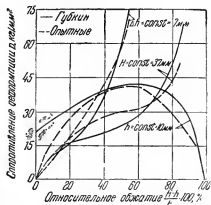


Рис. 121. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Губкина (23), с опытными (горячая прокатка)

Графический * анализ формулы (23) дан на рис. 121.

Кривые, рассчитанные по формуле (23), качественно достаточно правильно отображают истинные закономерности сопротивления деформации в зависимости от обжатия. В рассматриваемом случае значения сопротивления деформации, полученные по формуле (23) при $f=0,55$, количественно близки к опытным значениям. Эта формула (23) не имеет распространения в связи с тем, что в ряде случаев по ней получаются чрезмерно завышенные данные, что объясняется главным образом большой чувстви-

¹⁰ С. И. Губкин, Пластическая деформация металлов, ОНТИ, 1935, с. 401.

* Op. cit., с. 313—314.

тельностью формулы к количественному значению коэффициента трения.

Рис. 122 показывает рассчитанные по формуле (23) и опытные кривые сопротивления деформации при холодной прокатке. Как видно из рисунка, по формуле (23) получаются чрезмерно высокие значения сопротивления деформации.

7. Формула Мельникова (1938)¹¹

$$p = p_0 + 12,5 \frac{\Delta h}{H} + \frac{0,44R}{h} - 8,75. \quad (24)$$

Принимаем, что R и $p_0 = \text{const}$.

Графический * анализ формулы (24) приведен на рис. 123. Как видно из рисунка, при Δh и $H = \text{const}$ сопротивление де-

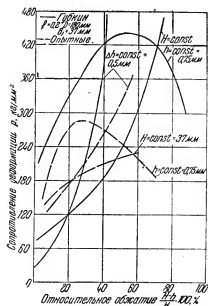


Рис. 122. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Губкина (23), с опытными (холодная прокатка)

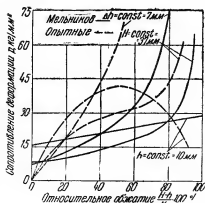


Рис. 123. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Мельникова (24), с опытными

формации по формуле (24) изменяется от C_1 и C_6 до бесконечности. При $h = \text{const}$ p_h представляет собой прямую линию. Таким образом, формула Мельникова (24) не отображает истинных закономерностей зависимости сопротивления деформации от обжатия.

¹¹ Сталь, 1938, № 1, с. 38—41, а также ч. IV, с. 325—332.

* Ор. cit., с. 314.

8. Формула Целикова (1939)¹²

$$p = \frac{2k(1-u)\sqrt{\Delta h}}{u(f\sqrt{2D} - \sqrt{\Delta h})} \left(\frac{h_k}{h} \right) \left[\left(\frac{h_k}{h} \right)^{\frac{f\sqrt{2D}}{\sqrt{\Delta h}}} - 1 \right]$$

Графический * анализ формулы (25) в условиях горячей и холодной прокатки показан на рис. 124 и 125.

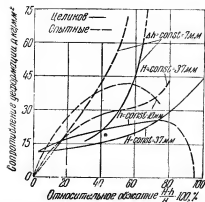


Рис. 124. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Целикова (25), с опытными (горячая прокатка)

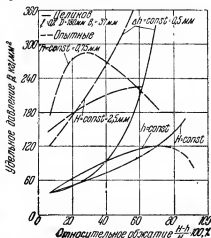


Рис. 125. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Целикова (25), с опытными (холодная прокатка)

При $u=0$ p при всех трех условиях, очевидно, имеет конечное значение. При $h=\text{const}$ кривые имеют максимум.

Рассчитанные кривые качественно в целом отвечают истинным закономерностям сопротивления деформации при прокатке, что указывает на принципиальную правильность формулы (25). Вместе с тем из сравнения опытных и рассчитанных кривых следует, что между ними имеется существенная количественная разница. Это является недостатком формулы (25), по которой получаются пониженные данные.

9. Формула Тягунова (1944)¹³

$$p = \left[1 + \frac{1}{6} \left(\frac{\sqrt{R\Delta h}}{H - \frac{\Delta h}{2}} - 2 \right) \right] \frac{(T - 75 - t)\sigma_b}{1500}, \quad (26)$$

¹² А. И. Целиков, Прокатные станы, Металлургиздат, 1946, с. 53—121.

* Ср. cit., с. 316—317.

¹³ В. А. Тягунов, Рациональная калибровка листовых станов, Металлургиздат, 1944, с. 117—122.

где T — температура плавления;
 t — температура прокатки;
 $\sigma_b = 80 (\% C) + 25 \text{ кг/мм}^2$.

Принимаем, что T, t, σ_b и $R = \text{const}$.

Графический * анализ формулы (26) приведен на рис. 126. Полученные данные показывают, что формула Тягунова (26) не отображает истинных закономерностей и дает сильно заниженные данные.

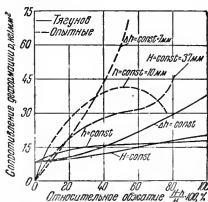


Рис. 126. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Тягунова (26), с опытными

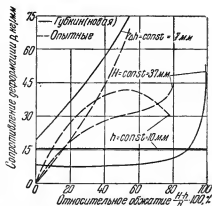


Рис. 127. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Губкина (27), с опытными

10. Формула Губкина (1947)¹⁴

$$p = k \left(1 + f \sqrt{\frac{R}{h}} \right). \quad (27)$$

Принимая k, f и $R = \text{const}$, представляем уравнение (27) как функцию u при $\Delta h, H$ и $h = \text{const}$; получаем:

$$p_{\Delta h} = k \left(1 + C_1 \sqrt{\frac{u}{1-u}} \right); \quad (28)$$

$$p_H = k \left(1 + C_2 \sqrt{\frac{1}{1-u}} \right); \quad (29)$$

$$p_h = C_3. \quad (30)$$

При $u=0$

$$p_{\Delta h} = k; \quad p_H = k(1 + C_2); \quad p_h = C_3.$$

* Ор. cit., с. 317—318.

¹⁴ С. И. Губкин, Теория обработки металлов давлением, Металлургия, 1947, с. 457.

При $u=1$

$$p_{\Delta h} \text{ и } p_H \rightarrow \infty; \quad p_h = C_3.$$

Графический анализ формулы Губкина (27) приведен на рис. 127. При $u=0$ p имеет различные постоянные значения. При $h=\text{const}$ сопротивление деформации не зависит от обжатия. При $H=\text{const}$ только при очень высоких обжатиях начинается очень сильное увеличение p , при малых же обжатиях p очень мало изменяется с увеличением u .

Полученные данные показывают, что формула (27) качественно совершенно не отображает истинных закономерностей. Количественные значения, полученные по этой формуле, также не имеют ничего общего с опытными данными.

11. Формула (31)

$$p = \frac{k(H+h)}{2f\sqrt{R\Delta h}} \left(e^{\frac{2f\sqrt{R\Delta h}}{H+h}} - 1 \right). \quad (31)$$

Эта формула самостоятельно выведена Целиковым, Унковым, Рокотяном, Тринксом, Экелундом.

Графический* анализ формулы (31) дан на рис. 128. При обжатиях до 60—70% сопротивление деформации очень мало изменяется при увеличении u и практически почти одинаково при всех трех условиях.

Полученные данные показывают, что формула (31) не отображает истинных закономерностей сопротивления деформации, а получаемые по ней количественные значения являются сильно заниженными.

12. Формула Галлая (1949)¹⁵

$$p = \sigma_n \left(1,15 + k_0 f \frac{\sqrt{R\Delta h}}{h} \right), \quad (32)$$

где σ_n — истинное напряжение, учитывающее влияние скорости;

k_0 — коэффициент пропорциональности.

Принимая, что k_0 , f , R и — постоянные, представляем уравнение (32) как функцию u при Δh , H и $h = \text{const}$; получаем

$$p_{\Delta h} = C_1 + C_2 \frac{u}{1-u}; \quad (33)$$

$$p_H = C_1 + C_3 \frac{\sqrt{u}}{1-u}; \quad (34)$$

* Op. cit., с. 319—320.

¹⁵ Сталь, 1949, № 11, с. 1011, а также ч. VI, с. 129.

$$p_h = C_1 + C_4 \sqrt{\frac{u}{1-u}}. \quad (35)$$

При $u=0$

$$p_{\Delta h} = p_H = p_h = C_1.$$

При $u=1$

$$p_{\Delta h} = p_H = p_h = \infty.$$

Графический анализ формулы (32) дан на рис. 129. Как видно, формула (32) не отображает истинных закономерностей.

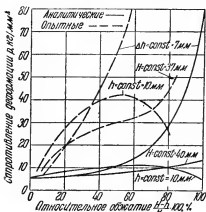


Рис. 128. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле (31), с опытными

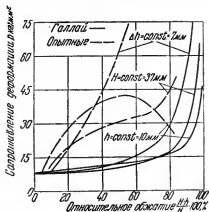


Рис. 129. Сравнение кривых, рассчитанных по формуле Галлея (32), с опытными

Выводы

1. Предложен* метод для анализа формул по определению сопротивления деформации при прокатке. В основе метода лежит то положение, что любые формулы, выведенные на основании каких-либо теоретических допущений или теорий, так же как и эмпирические формулы, рекомендованные как общие, могут быть признаны качественно правильными, а следовательно, и количественно верными только в том случае, если в общих границах прокатки (от $u=0$ до $u=1$) они не входят в противоречие с истинными закономерностями изменения сопротивления деформации, вызываемого влиянием основных и определяющих факторов.

2. Основным критерием метода является соответствие «теоретических» закономерностей, полученных по формулам, истин-

* Оп. cit., с. 320.

ным закономерностям сопротивления деформации при изменении высотных параметров очага деформации (обжатия), выраженных в функции $p = \delta(u)$ при Δh , H и $h = \text{const}$.

3. Проведенный * анализ показал, что ни одна из предложенных формул не решает в полной мере задачи по правильному, практически достаточно удовлетворительному определению сопротивления деформации при прокатке. Из рассмотренных 12 формул только формулы Губкина (23) и Целикова (25) приближенно, в большей или меньшей мере, отображают истинные закономерности сопротивления деформации при прокатке¹⁶.

21. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ В ОВАЛЬНОМ КАЛИБРЕ *

В настоящей работе исследовалось истинное удельное давление металла на валки в различных сечениях по ширине калибра при прокатке полос квадратной и прямоугольной формы в овальном калибре, большая ось которого равна 50 мм, а меньшая 32 мм. Овал выточен на валках без развала. При нормальном положении валков зазор между ними составлял 2 мм.

В качестве прибора для измерения удельного давления в очаге деформации были выбраны емкостные месдозы системы Н. И. Сведе-Швец.

Места **, в которых измерялось истинное удельное давление металла на валки при прокатке в овальном калибре, отмечены стрелками на рис. 130.

Опыты *** были проведены в лаборатории прокатки Московского института стали на прокатном стане, стальные валки которого имели диаметр 210 мм. Валки приводились во враще-

* *Op. cit.*, с. 32.

¹⁶ В отношении предлагаемого Ю. М. Чижиковым метода имеются критические высказывания, сводящиеся к тому, что «истинные закономерности» не могут определяться лишь условиями относительной высотной деформации тела (см. И. Я. Тарифовский, В. Б. Ляшков. Об анализе сыпных данных по прокатке. Сб. «Обработка металлов давлением», в. 3. Металлургиздат, 1954, с. 116—131, а также ч. V, с. 556—561). Однако проведение испытаний по прокатке при $H = \text{const}$, $h = \text{const}$ и $H - h = \text{const}$ несомненно сопровождается различными изменениями в условиях напряженного состояния металла в зеве валков, что накладывает свой отпечаток на ход кривых, получаемых в этих трех различных случаях испытаний. Таким образом, теоретические формулы, правильно отражающие эти условия, должны также правильно воспроизводить и указанный ход кривых (см. Иг. М. Павлов. Теория прокатки, ч. I. Металлургиздат, 1950, с. 289—295). *Прим. ред.*

* В. П. Северденко, Исследование истинного удельного давления при прокатке в овальном калибре. Сб. «Обработка металлов давлением», 1952, с. 246.

** *Op. cit.*, с. 246.

*** *Op. cit.*, с. 248—249.

ние при помощи редуктора через шестеренные валки от электродвигателя мощностью 20,5 л. с. Скорость на окружности валков составляла 0,523 м/сек.

Материалом для прокатки служила сталь (0,35% С) в виде заготовки квадратной и прямоугольной формы размерами $40 \times 45 \times 300$ мм, $40 \times 40 \times 300$ мм и $40 \times 29 \times 300$ мм. Для того чтобы быстрее и легче можно было задавать полосы квадратной и

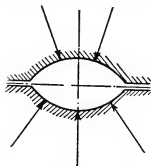


Рис. 130. Схема расположения месдоз в валках для прокатки овального профиля

прямоугольной формы в овальный ручей, концы их обтачивали на токарном станке таким образом, что они приобретали овальную форму. В связи с этим продолжительность захвата полосы валками была сведена до минимума, а следовательно, и потери температуры от момента выдачи полосы из печи до задачи ее в валки были невелики и не превышали 40° .

Заготовки прокатывали в интервале температур $930-1000^\circ$. Нагревали их в электрической печи в большинстве случаев в течение 45—60 мин.

Обжатие, уширение и опережение определяли на тех участках полосы, где были нанесены отпечатки штифта месдозы. Для этой цели были вычерчены обводки темплетов, вырезанных из овальной полосы в местах, которые прокатывали в ручьях, выточенных в сегментах верхнего и нижнего валка. Для большой точности уширения измеряли на каждом участке в отдельности.

Результаты* некоторых опытов прокатки полосы приведены на рис. 131 и 132 (на диаграммах истинных удельных давлений d означает диаметр штифта, который был равен 1,35 мм; l — длину очага деформации, полученную расчетным путем по формуле $l = \sqrt{R(H-h)}$ l' — фактическую длину дуги захвата с учетом упругой деформации валков; цифры I, II и III — сечения калибра, в которых измерялось истинное удельное давление; стрелкой показано направление прокатки).

На основании** анализа материалов опытов прокатки полосы различных размеров в овальном калибре (неравномерная деформация) можно сделать следующие выводы.

1. При прокатке полос квадратного и прямоугольного сечения в овальном калибре характер диаграммы истинных удельных давлений для всех исследованных сечений калибра одина-

* Оп. cit., с. 249.

** Оп. cit., с. 256—257.

ков. Диаграммы состоят из трех ветвей: первой — круто поднимающейся вверх, второй — либо в виде сильно развитого горизонтального участка, либо в виде плавно опускающегося участка прямой, и третьей — круто опускающейся вниз. Характер диаграмм истинных удельных

давлений такой же, как и при прокатке на гладких валках толстых полос.

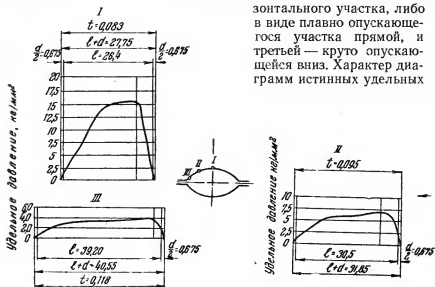


Рис. 131. Диаграммы удельных давлений, $H=40,1$ мм; $B_1=45,6$ мм, температура прокатки 1000°

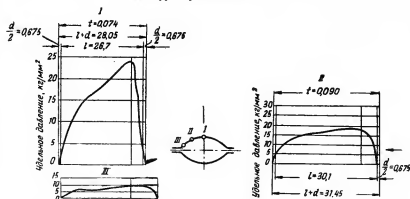


Рис. 132. Диаграммы удельных давлений, $H=40,3$ мм; $B_1=28,0$ мм, температура прокатки 930°

давлений такой же, как и при прокатке на гладких валках толстых полос.

2. Максимальное истинное удельное давление получено в середине (I сечение) калибра и минимальное на периферии ка-

либра (III сечение). В промежуточном сечении (II сечение) истинное удельное давление представляет приблизительно среднюю величину между максимальным в I сечении и минимальным в III сечении.

В наших опытах при прокатке полос квадратной и прямоугольной формы из стали марки 20 при температурах примерно 930—1000° максимальное истинное удельное давление по середине калибра колебалось в пределах 16—24 кг/мм² и соответственно до II и III сечения калибра — в пределах 8—13 и 5,75 кг/мм².

Таким образом, на периферии калибра истинное удельное давление приблизительно в четыре раза меньше, чем в середине его¹.

Значения истинных удельных давлений, полученные нами, совпадают со средними удельными давлениями, полученными А. П. Чекмаревым² при прокатке круглой стали марок Ст. 3 — Ст. 7, диаметром 5,5—16,0 мм в овальном калибре. Средние удельные давления при прокатке в овальном калибре в опытах, проведенных А. П. Чекмаревым, колебались в пределах 9,5—32,5 кг/мм².

3. Истинное удельное давление в наших опытах прокатки имеет на диаграмме максимум вблизи входа полосы в валки, а именно: на диаграммах, соответствующих I сечению калибра, между $\frac{1}{3} - \frac{1}{10}$ фактической дуги захвата и точкой входа полосы в валки; на диаграммах, соответствующих II сечению калибра, между $\frac{1}{5} - \frac{1}{15}$ фактической дуги захвата и точкой входа полосы в валки; наконец, на диаграммах, соответствующих III сечению калибра, между $\frac{1}{3} - \frac{1}{14,7}$ фактической дуги захвата и точкой входа полосы в валки.

Вообще можно считать, что сечение, соответствующее максимальному истинному удельному давлению, как правило, на диаграммах располагается вблизи входа полосы в валки и отвечает $\frac{1}{3} - \frac{1}{15}$ фактической дуги захвата, считая от точки входа по-

¹ К сожалению, автор не анализирует полученных им результатов в сопоставлении с прокаткой прямоугольной полосы в валках с прямой бочкой (схема 1), также сопровождающейся при относительно малой ширине полосы куполообразным распределением давления по поперечной оси. Следует думать, что при прокатке в овальном калибре подобная картина распределения давления выражена менее ярко (в связи с взаимодействием частей полосы, обжимаемой по краям сильнее, чем по середине ширины). *Прим. ред.*

² Домез, 1935, № 4—5, с. 4—30.

лосы в валки, в то время как при холодной прокатке на гладких валках максимум истинного удельного давления располагается вблизи выхода полосы из валков и отвечает $\frac{1}{2} - \frac{3}{10}$ фактической дуги захвата, считая от точки выхода полосы из валков³.

22. УДЕЛЬНЫЕ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ ДВУТАВРА *

В настоящей работе исследовались: 1) характер распределения истинного удельного давления в очаге деформации в различных сечениях калибра для получения двутавровой балки;

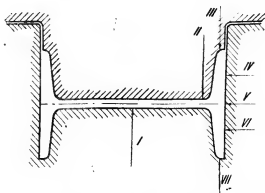


Рис. 133. Схема расположения месдоз

2) величина истинного удельного давления в различных сечениях калибра и 3) соотношение между истинными удельными давлениями в различных сечениях калибра и, в частности, соотношением между прямым (вертикальным) и боковым давлением.

Для выяснения указанных вопросов были сконструированы и изготовлены специальные валки, в которые были вмонтированы месдозы системы Н. И. Сведе-Швец, причем в нижнем валке было вмонтировано пять месдоз, а в верхнем — две (рис. 133). Месдозы, вмонтированные в нижнем валке, позволяли измерить прямое (вертикальное) давление в средней части шейки, прямое (вертикальное) давление в закрытом фланце, т. е. давление металла на валки в момент утяжки его во фланец, а также боковое

³ Было бы интересно проследить изменение давления по длине очага деформации в связи с последовательным ходом деформации металла, учитывая наличие внеконтактной зоны (в данном случае в форме языка, направленного в сторону прокатки). *Прим. ред.*

* В. П. Северденко, Распределение истинного удельного давления в калибре при прокатке двутавровой балки, Сб. «Обработка металлов давлением», 1952, с. 260—261.

давление по средней горизонтальной линии балки, посередине ширины закрытого и открытого фланцев. Месдозы, вмонтированные в верхнем валке, позволили измерить прямое (вертикальное) давление у края шейки балки, т. е. вблизи перехода шейки в открытый фланец, и прямое (вертикальное) давление в открытом фланце.

В качестве * исходной заготовки применяли фасонные полосы, полученные путем строжки предпоследнего профиля из заготовки размером 60×60 мм из стали с содержанием 0,23% С. Были прокатаны заготовки трех типов (№ 1, 2 и 3). Их размеры приведены на рис. 134.

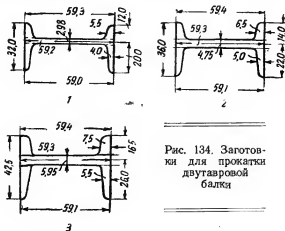


Рис. 134. Заготовки для прокатки двутавровой балки

Заготовка № 2 была основной, заготовки № 1 и 3 применялись для исследования давления в условиях, сильно отличающихся от имеющихся на практике: в них неравномерность деформации элементов профиля значительно большая, чем в заготовке № 2.

Для получения двутавровой балки заготовки прокатывали в чистовом калибре, который по размерам представлял собой балку № 12 в масштабе 1:2.

Результаты некоторых опытов прокатки приведены на рис. 135. На диаграммах истинных удельных давлений d означает диаметр штифта; l — длину очага деформации, полученную расчетным путем по формуле $l = \sqrt{R(H-h)}$; l' — фактическую длину дуги захвата с учетом упругой деформации валков; l_1 —

* Оп. cit., с. 261—262.

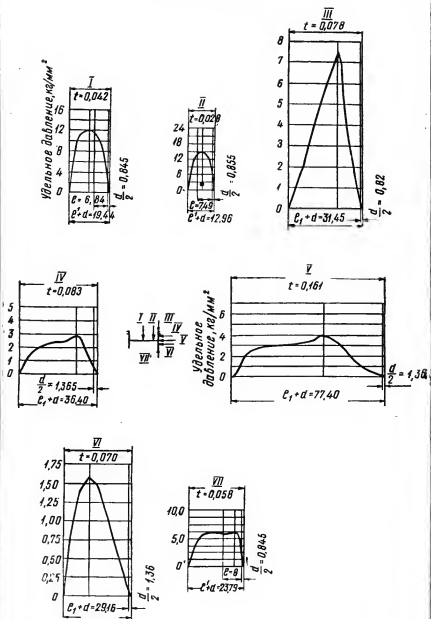


Рис. 135. Диаграммы распределения истинного удельного давления; толщина шейки у заготовки $h_{\text{ш}} = 4,75$ мм

фактическую длину соприкосновения полосы с боковой поверхностью калибра; цифры *I, II, III, IV, V, VI* и *VII* — сечения калибра, в которых измерялось истинное удельное давление.

На основании * анализа материалов опытов прокатки заготовок различных размеров можно сделать следующие выводы:

1. Характер диаграмм истинных удельных давлений в различных сечениях калибра для прокатки двутавровой балки неодинаков, а именно:

а) в середине (*I*) и у края шейки (*II*) балки (прямое давление) диаграммы состоят из двух ветвей с ярко выраженным максимумом и напоминают диаграммы, полученные при прокатке тонких полос;

б) в открытом фланце (*III*) (прямое давление) диаграмма состоит также из двух ветвей с ярко выраженным максимумом;

в) в открытом фланце (*IV*) (боковое давление) диаграмма состоит из ветвей и не имеет ярко выраженного максимума;

г) в закрытом фланце (*VII*) (прямое давление) диаграмма состоит из трех ветвей, и на ней не обнаруживается ярко выраженный максимум;

д) в закрытом фланце (*VI*) (боковое давление) диаграмма состоит из двух ветвей и имеет ярко выраженный максимум;

е) вдоль горизонтальной оси шейки (*V*) (боковое давление) диаграммы могут быть представлены двумя типами: плавной кривой (рис. 135) и кривой с двумя максимумами в виде седла. Диаграммы второго типа могут быть объяснены различием коэффициента трения вдоль поверхностей соприкосновения полосы и стенок калибра и уменьшением бокового давления на некоторых участках калибра. Следует, однако, отметить, что наиболее распространены диаграммы бокового давления в виде плавной кривой без ярко выраженного максимума.

2. Величина истинного удельного давления при прокатке двутавровой балки колебалась в пределах 1,6—21,0 кг/мм².

Максимальное истинное удельное давление получено у краев шейки балки, т. е. вблизи перехода шейки в открытый фланец, и минимальное — боковое — в закрытом фланце. Отношение прямого (вертикального) давления в шейке, в открытом и закрытом фланцах балки к соответствующему боковому колеблется в пределах 2,5—3,75; отношение прямого (вертикального) давления в шейке к прямому (вертикальному) давлению в открытом и закрытом фланцах колеблется в пределах 2—2,5.

3. Сечение, соответствующее максимальному истинному удельному давлению, на диаграммах отвечает 0,32—0,82 факти-

* См. *цит.*, с. 268—269.

ческой дуги захвата, считая от плоскости выхода металла из валков.

4. Если величину максимального истинного удельного давления посередине шейки калибра принять за 100% (толщина шейки $h_w = 4,75$ мм), то в различных сечениях калибра истинное удельное давление в наших опытах составляло, %:

Посередине шейки (прямое)	100
Вблизи перехода шейки в открытый калибр (прямое)	114
В открытом фланце (прямое)	57
В открытом фланце (боковое)	21
В закрытом фланце (прямое)	43
В закрытом фланце (боковое)	11
Вдоль горизонтальной оси шейки (боковое)	43 ¹

23. УПРУГАЯ ДЕФОРМАЦИЯ СТАНА ОТ ДАВЛЕНИЯ ПРОКАТКИ *

Причины изменения толщины ленты

Во время прокатки валки, станины и другие детали стана упруго деформируются, поэтому конструкцию стана можно рассматривать как жесткую пружину. Относительное смещение рабочих поверхностей валков может служить мерилем упругой деформации стана.

Если первоначальный зазор между валками S_0 , а в процессе прокатки он изменяется и становится S , то

$$P = k_c (S - S_0). \quad (1)$$

Так как упругая деформация ленты очень мала по сравнению с ее толщиной, то с достаточной точностью можно принять

$$S = h \quad (1\text{-е допущение}).$$

Тогда из (1)

$$P = k_c (h - S_0), \quad (2)$$

где k_c — константа упругости данного стана, т/мм.

Например, для исследованного лабораторного стана дуо 250×250 мм допущение о прямолинейной зависимости (2) не-

¹ Данное исследование распределения давления в балочном калибре является первым в мировой практике; полученные результаты были бы весьма интересно подвергнуть тщательному анализу с точки зрения условий напряженного состояния металла в очаге деформации, в данном случае в значительной мере определяемых силовым взаимодействием частей полосы, обжимаемых в разной степени. *Прим. ред.*

* W. C. F. Hessenberg, R. B. Sims, Principles of Continuous Gauge Control in Sheet and Strip Rolling, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1952, v. 166, № 1, p. 75—81; дискуссия, p. 81—90. Реф. Я. С. Галлая.

полностью оправдывается при малых давлениях (рис. 136)¹, однако в пределах практических давлений является величиной постоянной и равно примерно 72,5 т/мм (рис. 136).

Но упругая деформация стана, характеризующаяся константой k_c , складывается из сплющивания валков (k_b) и деформации станины

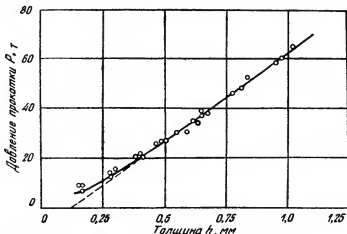


Рис. 136. Доказательство прямолинейности уравнения «упругости» стана

и других частей стана (k_{ct})². Эти константы связаны зависимостью

$$\frac{1}{k_c} = \frac{1}{k_b} + \frac{1}{k_{ct}}. \quad (3)$$

Для вышеупомянутого стана $k_c = 72,5$, $k_b = 161$ и $k_{ct} = 133$ т/мм. Если сделать станины достаточно массивными, чтобы k_{ct} стремилось к бесконечности, то k_c будет стремиться к $k_b = 161$ т/мм. Таким образом, жесткость стана может быть увеличена вдвое.

¹ Аналогичные кривые были построены для лабораторных станов дуо 160×400 мм и 200×20 мм Иг. М. Павловым и Я. С. Галлаем (Металлург, 1935, № 7, с. 20) и А. Я. Хейном (Процесс ленточной и тонколистовой прокатки, Металлургиздат, 1941, с. 39). *Прим. сост.*

² «Если первоначальный зазор между валками S_0 , а в процессе прокатки он изменяется и становится $S...$ ». Из определения автора следует, что разность $(S - S_0)$ включает не только упругую деформацию стана, но и всякого рода неплотности, уменьшающиеся под воздействием давления прокатки. Значение неплотностей автор не анализирует и влияние их на результаты своего исследования не оценивает. *Прим. ред.*

Давление на валки является функцией $R, h, H, B, H-h, f, \sigma_n$ и σ_n , а также механических свойств полосы. Для дальнейшего исследования вполне достаточно рассмотреть зависимость

$$P = \psi(h). \quad (4)$$

Это уравнение в дальнейшем именуется «пластическим» в отличие от «упругого» (2).

Влияние изменения условий прокатки на h

Так как упругая деформация стана протекает со значительно большей частотой, чем периодические изменения условий прокатки, то систему можно рассматривать как статически неподвижную, в которой давление на валки равно давлению валков на металл. Эти условия равновесия показаны на диаграмме $P-h$ (рис. 137). Кривые упругого и пластического уравнений для данных условий прокатки пересекаются в точке (P_1, h_1) , которая дает значения P и h , удовлетворяющие обоим уравнениям. Изменение одной из переменных прокатки меняет функцию $P = \psi(h)$, и новая кривая пересекает линию $P = k_c(h - S_0)$ в другой точке (P_2, h_2) . Аналогично изменение раствора валков с S_0 на S'_0 дает другие условия равновесия (P_3, h_3) .

Если известна константа упругости стана, то можно построить серию диаграмм $P-h$, используя следующие уравнения для подсчета «пластических» кривых:

$$P_0 = B \sqrt{R'(H-h)k} \cdot \psi\left(f, \sqrt{\frac{R'}{h}}, \frac{H-h}{H}\right); \quad (5)^3$$

$$k = \frac{1}{a} \int_0^a k d\varphi; \quad (6)^3$$

$$R' = R \left(1 + \frac{cP}{B(H-h)}\right), \quad (7)^4$$

$$P = P_0 \left(1 - \frac{\sigma_n + \sigma_a}{2k_{cp}}\right). \quad (8)^5$$

Ниже дано несколько примеров применительно к указанному

³ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, p. 144, а также ч. VI, стр. 105.

⁴ J. H. Hitchcock, 1935, ASME, Research Publication, Roll Neck Bearings.

⁵ W. C. F. Hessenberg, R. B. Sims, J. Iron Steel Inst., 1951, v. 168, p. 155, а также ч. VI, стр. 167.

лабораторному стану: $R = 125$ мм, $c = 0,54 \cdot 10^{-4}$ см²/т и $k_c = 72,5$ т/мм.

Изменение входной толщины H можно сопоставить с изменением твердости ленты, прокатанной в предшествующих проходах.

Таблица 15

Изменение P и h в зависимости от H и k
(см. также рис. 138)

№	H мм	$H_1 - H$ мм	$K_{\text{ср}}$ кг/мм ²	P т	h мм	$h_1 - h$ мм
1	1,250	—	56,7	44,75	0,864	—
2	1,175	0,075	56,7	42,95	0,840	0,024
3	1,175	0,075	62,0	45,95	0,881	-0,017

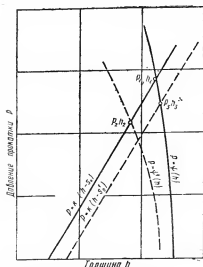


Рис. 137. Кривые упругого и пластического упрочнения для двух переменных прокатки

дах⁶. Если же лента была отожжена либо прокатана в горячую, то твердость остается более или менее одинаковой.

В табл. 15 и на рис. 138 приведены результаты изменения P и h с изменением H и k . В случаях 1 и 2 (см. рис. 15) из-

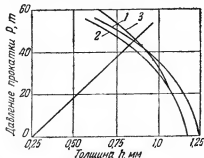


Рис. 138. Влияние изменения H и k на P и h :

1 — лента размерами $75 \times 1,25$ мм; $k = 56,7$ кг/мм²; 2 — $H = 1,175$ мм; $k = 56,7$ кг/мм²; 3 — $H = 1,175$ мм; $k = 62$ кг/мм²; $f = 0,08$; $S_0 = 0,25$ мм

⁶ Более чем условно: величина H влияет на обжатие, на условия при входе, на общие условия напряженного состояния металла в зоне валков и, следовательно, на общее давление прокатки; твердость металла отражается на общем давлении непосредственно. Это коренное отличие величины H и твердости очевидно из уравнения пластичности $\sigma_1 = 1,15 \sigma_0 + \sigma_2$, где σ_2 — отражает влияние H (кроме прочих факторов), а σ_0 — твердость металла в исходном состоянии («природная жесткость металла»). Прим. ред.

менение H составляет 6%; при этом h изменяется всего на 2,65%, таким образом, в результате прокатки без регулировки валков равномерность полосы увеличивается почти вдвое.

В случаях 1 и 3 H уменьшается, а h наоборот увеличивается, так как кривые 1 и 3 пересекаются.

Сравнение кривых 2 и 3 иллюстрирует влияние изменения механических свойств прокатываемого металла. Повышение предела прочности на 1 кг/мм^2 влечет за собой изменение h на 0,007 мм.

Влияние трения показано на рис. 139 для случая прокатки ленты $1,5 \times 75 \text{ мм}$ при зазоре валков $S_0 = 0,25 \text{ мм}$. При смазке мас-

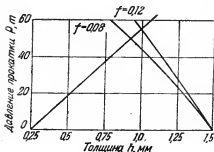


Рис. 139. Влияние изменения трения

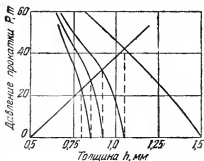


Рис. 140. Влияние последовательных проходов

ляной эмульсией коэффициент трения $f = 0,08$; при прокатке всухую $f = 0,12$. В этих условиях h возрастает с 0,925 мм до 0,995 мм, т. е. на 7%. Это изменение толщины вызвано изменением давления прокатки P , возросшего с 50 до 55 т.

Влияние последовательных проходов при постоянной установке валков показано на рис. 140. Хорошо известно, что благодаря пружинению стана можно при одном и том же положении нажимных винтов несколько раз пропустить металл через валки и получить небольшие последовательно уменьшающиеся обжатия. На рис. 140 дана диаграмма $P-h$ для случая прокатки ленты $H = 1,5 \text{ мм}$ в четыре прохода при постоянной установке валков $S_0 = 0,5 \text{ мм}$. Толщина после каждого из проходов получилась $h = 1,05; 0,92; 0,85$ и $0,8 \text{ мм}$, т. е. обжатия составили 29,7; 11,9; 7,5 и 5,4%⁷.

⁷ Процесс прокатки при постоянном положении нажимных винтов, когда обжатие полосы происходит за счет упругих деформаций валков и других напряженных частей прокатной клетки, был впервые весьма обстоятельно экспериментально исследован С. А. Кушакевичем и С. П. Лазаренко (Металлург, 1939, № 4—5, с. 93—105). По данному вопросу см. также Иг. М. Павлов, Теория прокатки, ч. I, Металлургиздат, 1950, с. 127—128 Прим. ред.

24. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ И ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ*

Измерительные приборы

Опыты производили на лабораторном двухвалковом стане $D = 160$ мм при $v = 0,25$ м/сек. В нижний валок был заделан фотоупругий динамометр с иглой диаметром 0,7 мм¹. Этот динамометр удобнее пьезоэлектрического: он более чувствителен и не требует применения контактных колец.

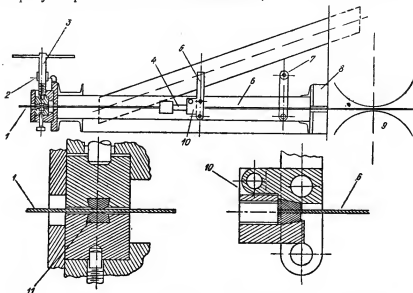


Рис. 141. Устройство для создания и измерения заднего натяжения

Градуировку прибора производили двумя методами: 1) с помощью рычага с грузом, давившего непосредственно на иглу; 2) сравнением суммарного давления, измеренного месдозами, с величиной, полученной интегрированием удельного давления по дуге контакта.

Стан был оборудован двумя месдозами с проволочными датчиками и приспособлением для создания и измерения заднего натяжения (рис. 141), которое позволяло применять полосы дли-

* C. L. Smith, F. H. Scott, W. Sylwestrowicz, Pressure Distribution between Stock and Rolls in Hot and Cold Flat Rolling, J. Iron a. Steel Inst., 1952, v. 170, part 4, p. 347—359; дискуссия, 1952, v. 172, part I, p. 28—39; Iron a. Steel, 1952, v. 25, № 6, p. 220—224. Реферат Я. С. Галлая.

¹ E. Orowan, F. H. Scott, C. L. Smith, J. Science Instruments, 1950, v. 27, p. 118—122.

ной около 1 м. Рама 8 приспособления прикреплена к станине со стороны входа в валки 9. Заднее натяжение у прокатываемой полосы 6 создается вспомогательной полосой 1, прикрепленной сзади и протягиваемой через пару стальных параллельных обжимок 11. Полоса 6 скрепляется с полосой 1 при помощи держателя 10, который автоматически освобождается как только вертикальный стержень 5 коснется горизонтального прутка 7. Тогда держатель 10 перестает двигаться вперед, а опытная полоса 6 одна проходит в валки.

Прилагаемое заднее натяжение можно регулировать: 1) варьируя ширину полосы 1; 2) изменяя ее обжатие при помощи нажимного винта 3 с калиброванной шкалой 2; 3) применяя полосу 1 из различных металлов. Для данных опытов использовали алюминиевую полосу $H = 2$ мм, $B = 10; 20; 30$ мм, что давало возможность получать заднее натяжение до 300 кг.

Величину натяжения измеряли четырьмя проволочными датчиками, наклеенными на стальной стержень 4.

Предварительные опыты

Для теоретических подсчетов удельного давления необходимо знать предел текучести металла, изменяющийся по дуге контакта. В данных опытах его определяли экспериментально, для чего останавливали прокатку, быстро отдавали верхний валок и на недокате прибором Виккерса определяли твердость по дуге контакта. Специальными опытами было доказано, что для пластичных материалов существует приближенная зависимость между твердостью и пределом текучести. Для ненаклепывающегося материала эта зависимость очень точна.

Коэффициент трения можно подсчитывать исходя из наклона кривой удельного давления в точке начала или конца пластической деформации. Однако этот метод практически осуществим лишь при горячей прокатке. При холодной прокатке переход кривой получается недостаточно отчетливым для точного определения ее наклона. По этой причине, а также для того чтобы получить независимую величину, коэффициент трения при входе металла в валки определяли по предельному углу захвата, постепенно разводя валки до момента начала прокатки. На медной отожженной полосе $B = 40$ мм при обжатии 5 и 10% коэффициент трения f получился $0,1 \pm 0,01$, а при обжатии больше 20% — $0,12 \pm 0,01$.

Во время предварительных опытов было обнаружено, что игла в процессе прокатки всегда немного выдается над поверхностью валка, оставляя отпечаток на медной ленте. Глубина его, определенная под микроскопом, составляет 0,003 мм при 10%-ном обжатии и достигает 0,015 мм при обжатии 70%. Даже при

таким большим обжатии игла выступает не больше чем на 2% от диаметра. Столь малая величина не может существенно влиять на характер изменения удельного давления, что подтверждается следующими опытами.

На рис. 142 приведены кривые удельного давления, записанные при различном положении иглы. Если она выступает на 0,150 или 0,052 мм, то со стороны входа на кривой наблюдается

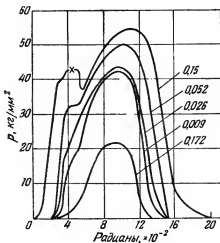


Рис. 142. Кривые распределения удельного давления, записанные иглой, выступающей над поверхностью вала на высоту от 0,009 до 0,15 мм

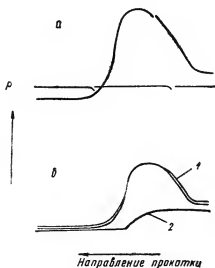
ся колено (в точке x). Если игла утоплена ниже поверхности вала ($-0,172$ мм), то кривая получается явно заниженной. Если игла незначительно выступает (0,026 и 0,009 мм), то кривые получаются плавными и лежат близко одна от другой. Следовательно, можно заключить, что в этих случаях кривые близки или практически совпадают с кривой, которая получилась бы, если бы острие иглы совпадало с поверхностью вала.

Показания прибора, градуированного указанными двумя методами, хорошо совпадали, если обжатие полосы не превышало 20%. При больших обжатиях ошибка достигала 20%. Исследование показало, что ошибка вызывается сплющиванием вала, особенно тонкого его поверхностного слоя (3 мм) около иглы. Сплющивание вала, даже при отсутствии иглы, вызывает отклонение луча катодной лампы. При малых обжатиях (<20%) это явление незначительно; при обжатии >60—70% им уже

нельзя пренебрегать. Как видно из рис. 143, а, в результате сплющивания путь луча при входе металла в валки расположен на несколько миллиметров выше, чем при выходе. Поэтому при обжатиях больше 20% ленту прокатывали два раза: первый раз нормально, т. е. так, чтобы игла соприкасалась с прокатываемой полосой (кривая 1, рис. 143, б), и второй раз так, чтобы игла попадала в продольную канавку шириной 2 мм, простроганную на по-

Рис. 143. Кривые удельного давления:

а — влияние сплющивания валка при больших обжатиях; б — метод исключения сплющивания валка; 1 — игла касается полосы; 2 — игла не касается полосы



верхности полосы. В последнем случае давления на иглу нет и записанная кривая 2 характеризует деформацию валка. Разность между этими двумя кривыми дает давление на иглу². При таком способе измерения получалось хорошее совпадение результатов градуировки динамометра с помощью рычага с грузом, а также методом сравнения $P_{изм}$ с результатом интегрирования площади кривой p .

Основные опыты

Холодная прокатка. Опыты по холодной прокатке производились на отожженной меди. Образцы размерами 2×40 мм прокатывали с обжатиями 5—50%. Прокатка с задним натяжением проводилась лишь при обжатии больше 20%. Удельные давления измеряли посередине ширины полосы. Валки и полосы

² Весьма оригинальный прием, заслуживающий внимания и допускающий ряд вариантов. *Прим. ред.*

были обезжирены. Записанные на осциллографе кривые были затем обработаны следующим образом. Для обжатий свыше 20% записывали по три кривые: 1 — при заднем натяжении; 2 — без заднего натяжения; 3 — для деформации валка (игла не касалась прокатываемого металла). Разность ординат кривых 1 и 3 и 1 и 2 откладывали на новой ординате при той же абсциссе. Полученные кривые корректировали с учетом утечки тока и конечных размеров иглы. Время, отложенное по оси абсцисс, затем переводили в угловые величины, зная скорость валков и деформированный радиус валка, подсчитанный по формуле Хичкока. Полученные кривые (рис. 144) сопоставляли с кривыми, подсчитанными по методу Оровэна, причем задавались таким коэффициентом трения f , который давал бы наилучшее совпадение расчетной и опытной кривых.

В точках x и y удельное давление равно $1,15 \sigma_z$. Кривые изменения σ_z построены по данным измерения твердости.

Каждая опытная кривая представляет собой среднее из пяти измерений.

Хорошее совпадение опытных и расчетных кривых было получено при 5 и 10%-ном обжатии и величине f соответственно 0,11 и 0,096. Эти данные совпадают с величиной, определенной методом захвата: $f = 0,1 \pm 0,01$. При больших обжатиях лучшие результаты дает $f = 0,12-0,14$ (по захвату $f = 0,12 \pm 0,1$)³.

Горячая прокатка. Образцы меди 2×40 мм нагревали до 900° в течение $1/2-1$ часа; при этом они покрывались тонким слоем окислов. Прокатку производили без заднего натяжения. На рис. 145 показаны типичные опытные кривые. Изменение кривизны в начале и в конце кривой, где кончается упругая деформация и начинается пластическая, более ярко выражено, чем в случае холодной прокатки. Причиной тому большая податливость металла (меньше упругая деформация) и более высокий коэффициент трения, вызывающий резкий подъем кривой.

Для подсчета кривой по методу Оровэна было принято, что пластическая деформация начинается и кончается в точках быстрого изменения кривизны около начала и конца кривой. Это допущение, очевидно, резонно, так как угловое расстояние между этими точками совпадает с длиной дуги контакта, подсчитанной из H , h и D . Наилучшее совпадение опытных и расчетных кривых получается при $f = 0,2^3$.

³ Производился искусственный подбор коэффициента трения как бы для оправдания теоретической формулы Оровэна. Этот метод вряд ли заслуживает одобрения, более правильным является прямое сопоставление опытных и расчетных результатов, причем коэффициент трения следует брать по опытным данным (с применением наиболее точных методов). *Прим. ред.*

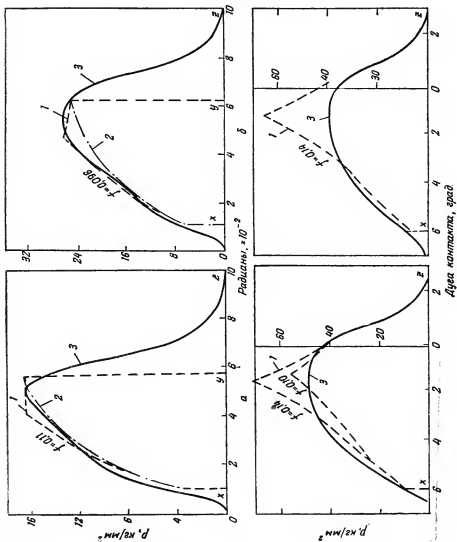


Рис. 144. Кривые распределения удельного давления при холодной прокатке:

а — обжатие 5,5%; б — обжатие 10%; в — обжатие 41% без заднего натяжения; г — обжатие 44% с задним натяжением; 1 — по Ороану; 2 — 1,15 а; 3 — опытная откорректированная кривая

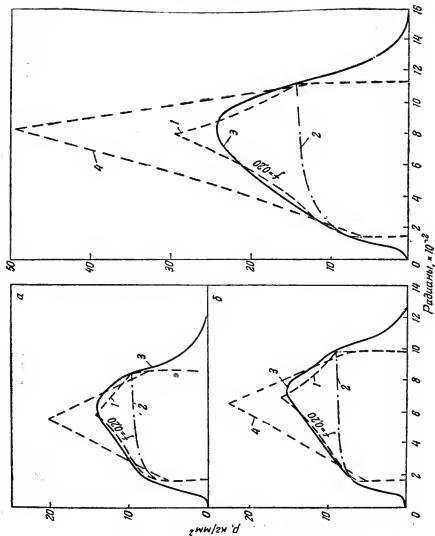


Рис. 145. Откорректированные кривые распределения удельного давления:

а — обжатие 18,3%; *б* — обжатие 26%; *в* — обжатие 36%; *1* — по Ороэну; *2* — 1,15 σ_s ; *3* — опытная откорректированная кривая; *4* — приращение

25. СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИИ АЛЮМИНИЯ И ДУРАЛЮМИНА ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ*

Для прокатки был использован алюминий чистотой 99,7% в слитках. Дуралюмин I содержал 3,8—4,8% Cu; 0,4—0,8% Mg; 0,4—0,8% Mn; до 0,7% Fe; остальное Al (цинк, олово и неметаллические примеси в общей сумме не более 0,1%); слитки дуралюмина I были плакированы алюминием чистотой 99,7% Al; толщина алюминиевых планшет для плакировки — по 5 мм с каждой стороны; размер слитка 105×535×775 мм. Дуралюмин II имел состав: 4,6—5,7% Cu; 0,5—1% Mg; 0,6—1,2% Mn; до 0,6% Fe; до 0,6% Si; остальное Al (цинк, олово и неметаллические примеси в общей сумме не более 0,1%). Слитки дуралюмина II также были плакированы алюминием и имели одинаковые с дуралюмином I размеры. Механическая прочность дуралюмина II выше, чем дуралюмина I. Это нашло свое отражение в большей величине удельного давления при прокатке дуралюмина II.

Горячая прокатка алюминия и дуралюмина проводилась на трехвалковом стане с чугунными валками одинакового диаметра, на глубину 50—60 мм валки закалены. Число оборотов рабочих валков стана 28 в минуту, $v = 1,32$ м/сек.

Толщину** полосы после промежуточных пропусков определяли по указателю расстояния между валками стана, а на выходе, кроме того, микрометром.

Температуру слитка перед задачей в валки стана и полосы после последнего пропуска измеряли при помощи переносного термощупа.

Величину** давления металла на валок при горячей прокатке алюминия и дуралюмина определили при помощи месдозы конденсаторного типа.

Слитки** алюминия перед прокаткой нагревали в печи в течение 3,5 час. до 420—440°. Температура после прокатки алюминия составляла в среднем 370—390°. Ширину полосы в промежуточных пропусках определили путем пересчета размеров слитка (с учетом обжатий) и корректировали, непосредственно измеряя ширину полосы после прокатки. Уширение условно было принято равным нулю.

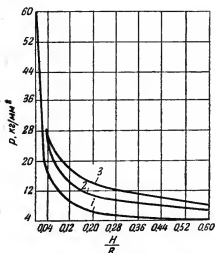
На*** основании опытных данных построены кривые удельного давления в зависимости от $\frac{H}{R}$ (рис. 146).

* П. Г. Кириллов, Сопrotивление деформации алюминия и дуралюмина при горячей прокатке, Труды Московского института цветных металлов и золота, 1952, Сб. 23, с. 215.

** Оп. cit. с. 217.

*** Оп. cit., с. 218.

В табл. 16 и 17 приводятся* для сравнения величины удельного давления при прокатке, взятые из работ различных авторов^{1,2}.



Из данных этих таблиц видно, что результаты экспериментальной проверки величины удельного давления не все-

Рис. 146. Кривые удельного давления при горячей прокатке:

1 — алюминий; 2 — дуралюминий I; 3 — дуралюминий II

гда совпадают с результатами лабораторных испытаний³. Это говорит о необходимости и в дальнейшем данные, полученные в лабораторных условиях, проверять на заводском оборудовании.

Таблица 16

Удельное давление при прокатке дуралюмина

Температура °C	По работе Я. С. Галлая и Н. Н. Гэта ¹				Удельное давление по работе автора кг/мм^2
	удельное давление в зависимости от температуры кг/мм^2	поправка на относительное обжатие %	поправка на толщину %	истинное удельное давление кг/мм^2	
380	27,5	+3,5	+12,5	43,5	37,5
430	18,75	+2,2	-2,6	18,35	10,3

* Op. cit., с. 225.

¹ Я. С. Галлай и Н. Н. Гэт, Сопротивление деформированию алюминия при горячей прокатке, Металлург, 1937, № 7, с. 115—125, а также ч. III, стр. 303—306.

² L. Weiss, Zeitschrift für Metallkunde, 1936, № 11, s. 331—555, а также ч. III, стр. 280—282.

³ Вполне очевидное положение, указывающее на желательность разработки вопросов моделирования процесса прокатки как в отношении его силовых, так и других (скоростных, деформационных и др.) условий. Прим. ред.

Таблица 17

Удельное давление при прокатке алюминия

Температура °C	По работе Вейса*				Удельное давление по работе автора кг/мм²
	давление истечения кг/мм²	величина коэффициента		истинное удельное давление кг/мм²	
		η	η'		
380	3,1	6	1	18,6	19,9
430	1,9	0,85	1	1,62	8,5

26. УДЕЛЬНОЕ ДАВЛЕНИЕ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ
ЦИНКА *

Датчиками для замера давлений, возникающих в процессе прокатки, служили индуктивные месдозы ЦНИИТМАШ, которые устанавливали на подушке верхнего валка под нажимные винты стана 460. Давления, воспринимаемые месдозами, регистрировали по показаниям гальванометров. Удельное давление течения (у. д. т.) определяли пересчетом из полного давления металла на валки по формуле

$$p = \frac{P}{B_{\text{ср}} \sqrt{R(H-h)}}.$$

Измеряли** давление металла на валки при прокатке плоских образцов, а также при прокатке заводских слитков по установленным на заводе схемам обжатий. Основным было определение зависимости у. д. т. от температуры прокатки, степени деформации и от толщины прокатываемой полосы. Для этого плоские литые и предварительно деформированные образцы прокатывали при 100; 150; 200; 250 и 300° со степенями обжатия от 10 до 80% за пропуск.

Из результатов, полученных по замерам давлений при прокатке образцов (рис. 147), следует, что у. д. т. для каждой из тем-

* И. Л. Перлин, Л. К. Макарьев, Сопротивление деформации цинка при прокатке в гладких валках, Труды Московского института цветных металлов и золота, 1952, Сб. 23, с. 195.

** Op. cit., с. 195—196.

ператур прокатки увеличивается по мере увеличения степени деформации (обжатия).

У. д. т.* увеличивается с понижением температуры. При практически применяемых степенях обжатий, т. е. до 30%, абсолютное изменение у. д. т. при температурах прокатки 150; 200; 250° сравнительно невелико, в то время как при 100° величина его по сравнению с указанными намного выше.

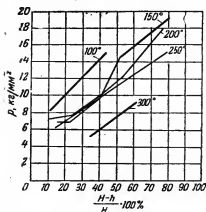


Рис. 147. Зависимость удельного давления течения цинка от степени деформации

При прокатке слитков толщиной 20 мм на заготовку 6 мм с постоянными обжатиями по пропускам у. д. т. (рис. 148) увеличивается по мере уменьшения толщины прокатываемой заготовки. Несмотря на то, что при этом температура полосы возрастает от пропуска к пропуску и температура при последнем проходе (при прокатке 7—9 пропусков) на 30—50° выше по сравнению с начальной температурой заготовки, у. д. т. увеличивается примерно в 1,5

раза во время прокатки заготовки при толщине 6 мм по сравнению с прокаткой при толщине 20 мм.

Наблюдается** некоторая разница в относительном увеличении значений у. д. т. при прокатке с различными степенями деформации за пропуск, т. е. относительное увеличение у. д. т. под влиянием толщины полосы несколько уменьшается при увеличении степени обжатия за пропуск. Это объясняется неодинаковым изменением температуры полосы в процессе прокатки при различных степенях деформации. При обжатиях за пропуск 20 и 10% и одинаковых начальных температурах заготовки в первом случае выделяется больше тепла и, следовательно, средняя температура заготовки несколько выше, чем во втором случае, а это в свою очередь сказывается на уменьшении истинного сопротивления цинка деформированию¹.

* Оп. cit., с. 196.

** Оп. cit., с. 197.

¹ Многие исследователи вовсе не обращают внимания на изменение температуры металла в зоне валков при горячей прокатке, хотя и очень тщательно определяют эту температуру в момент подачи металла к валкам. Этот весьма серьезный вопрос, справедливо отмечаемый авторами, заслуживает специального изучения. *Прим. ред.*

Кривые* (рис. 148) не могут быть общими, так как их определяли в конкретных условиях прокатки на стане 460, но несомненно, что их можно использовать с достаточной для данного условия точностью.

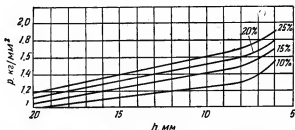


Рис. 148. Зависимость удельного давления течения цинка от толщины прокатываемой полосы для различных степеней обжатий за пропуск

На рис. 149 приведены значения у. д. т. при горячей прокатке цинка в зависимости от степени деформации за пропуск. Для сравнения приведены кривые, построенные на основании расчетов по методике С. И. Губкина² и по кривым Вейса³.

У. д. т., подсчитанные по формулам С. И. Губкина, несколько занижены для малых степеней деформации (до 20%) и при температурах прокатки 100, 150, 200°. Во всех других случаях у. д. т. сильно занижены по сравнению с действительными.

У. д. т., подсчитанные по кривым Вейса для 100, 150 и 200°, имеют заниженное значение по сравнению с экспериментальными при степенях деформации 10—20%, совпадают с ними при 25—30% и завышены для степеней деформации выше 30%.

У. д. т., подсчитанные по формулам А. И. Целикова⁴, сильно

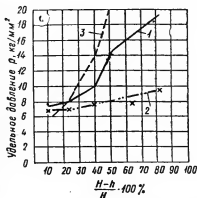


Рис. 149. Зависимость удельного давления течения цинка от степени деформации за пропуск при температуре прокатки 150°
1 — экспериментальная; 2 — по С. И. Губкину; 3 — по Вейсу

* Op. cit., с. 197—199.

² Теория обработки металлов давлением, Металлургиздат, 1947.

³ Краткий справочник по обработке цветных металлов под ред. И. Л. Перлина, Металлургиздат, 1945.

⁴ Прокатные станы, Металлургиздат, 1946, с. 119—123.

занижены по сравнению с экспериментальными, за исключением значений до 100°, когда они совпадают с экспериментальными⁵.

27. ВЛИЯНИЕ ВНЕШНИХ КОНЦОВ ПОЛОСЫ НА ДАВЛЕНИЕ ПРОКАТКИ *

Следствием основного положения (теории жестких концов Иг. М. Павлова¹ — Сост.) о взаимодействии внешних частей полосы с металлом в деформационной зоне необходимо признать влияние жестких концов на условия напряженного состояния деформируемого металла и обратное действие деформируемого металла на напряженное состояние концов полосы: «между жесткими концами» и массой металла в зоне деформации возникает взаимодействие, которое резко изменяет условия напряженного состояния деформируемого металла и самих концов (создавая в них известные напряжения)»¹.

Нами были впервые проведены опыты по определению изменений полного давления прокатки, зависящего от условий напряженного состояния металла в зеве валков под влиянием внешних частей полосы.

При изучении таких изменений от момента захвата до выхода металла из валков процесс разделили на три стадии:

а) начальная стадия от захвата до выхода из валков переднего конца полосы некоторой минимальной длины; на протяжении этой стадии действие жестких концов еще не является полным и постоянным; переменным должно быть и давление металла на валки;

б) последующий установившийся процесс, характеризующийся постоянным взаимодействием между внешними частями полосы и обжимаемым металлом; внешние части при этом имеют длину, превышающую минимальную; в связи с постоянством условий этой стадии процесса постоянным должно оставаться и полное давление прокатки;

в) завершительная стадия, начинающаяся в момент укорочения входящего в зев валков конца полосы до некоторой минимальной длины, после чего действие конца начинает ослабляться; стадия заканчивается освобождением зева валков от металла; изменение действия входящего конца полосы сопровождается не-

⁵ Авторам следовало бы сопоставить свои результаты также и с опытными материалами своих предшественников, в частности А. Н. Гольденберга, выполнившего обстоятельное исследование в Гипроцветметобработке (Металлург, 1940, № 1, с. 47—53, а также ч. IV, с. 281—287) и первого исследователя этого вопроса — Лобковица (Zeitschrift für Metallkunde, 1930, № 1, с. 8—13). *Прим. ред.*

* Иг. М. Павлов, И. К. Суворов, Исследование скоростных и силовых условий процесса прокатки, Сталь, 1953, № 2, с. 147—149.

¹ Иг. М. Павлов, Теория прокатки, Металлургиздат, ч. I, 1950, с. 168.

постоянством условий процесса, причем вновь становится переменным и давление металла на валки.

Таким образом, по опытной кривой изменения полного давления металла на валки можно определять протяженность трех стадий процесса прокатки.

В настоящем исследовании меняющееся полное давление записывали на осциллографе (рис. 150).

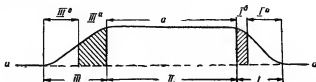


Рис. 150. Осциллограмма опыта измерения полного давления металла на валки:

I^a — начальный период прокатки (I^b — заполнение области деформации металлом; I^b — вступление в действие переднего конца); II — установившийся процесс; III — конечный период (III^a — утрата влияния заднего конца; III^b — освобождение области деформации от металла)

Чтобы определить минимальную длину переднего жесткого конца $l_{пм}$ достаточно сравнить отрезок осциллограммы, отвечающей увеличению давления с момента захвата металла валками до установившегося, с длиной области деформации.

Уменьшение давления по сравнению с отвечающим установившемуся процессу свидетельствует о наступлении конечной стадии, когда действие входящего конца начинает ослабляться. Сравнение протяженности участка осциллограммы с момента снижения давления до прекращения процесса прокатки с длиной области деформации дает возможность определить минимальную величину заднего жесткого конца $l_{зм}$.

Полученные при опытной прокатке минимальные размеры внешних частей стальных и алюминиевых образцов приведены в табл. 18.

Прокатку вели на чугунных валках диаметром 361 мм при скорости около 0,5 м/сек. Стальные образцы прокатывали при 850—900°, алюминиевые — при 400—420°.

Анализ записей изменения полного давления металла на валки и последующие подсчеты показали, что в начальный период полное давление металла на валки устанавливается после выхода переднего конца из области деформации на некоторую минимальную величину, а снижение давления металла обнаруживается до начала освобождения области деформации, т. е. при некоторой минимальной длине заднего конца.

В связи с этим можно утверждать, что внешние части полосы

Таблица 18

Результаты опытной прокатки по установлению минимальных размеров жестких концов и влияния этих концов на полное давление металла на валки

Опыт	$H, \text{ мм}$	$h, \text{ мм}$	$\frac{\Delta h}{H} \cdot 100\%$	$l_{\text{жк}}, \text{ мм}$	$l_{\text{пж}}, \text{ мм}$	$P_y, \text{ т}$	$P_H, \text{ т}$	$P_K, \text{ т}$	$\frac{P_y - P_H}{P_y} \cdot 100\%$	$\frac{P_y - P_K}{P_y} \cdot 100\%$
Стальные образцы шириной 60 мм										
1	60	49,5	17,5	9,15	4,68	26,8	24,0	22,6	10,45	15,7
2	60	49,6	17,3	7,17	—*	25,2	—	20,0	—	20,6
3	50	40,3	19,4	5,24	—*	22,0	—	19,0	—	13,6
4	50	40,3	19,4	6,90	4,42	29,0	26,9	26,6	7,2	8,3
5	50	34,7	30,6	10,00	6,74	29,0	26,3	24,6	9,3	15,2
6	40	30,25	24,4	6,84	4,18	28,4	26,0	25,0	8,5	12,0
7	40	29,5	26,3	13,20	10,15	40,0	37,4	32,4	6,5	19,0
8	40	29,5	26,3	7,00	2,72	27,4	25,4	24,4	7,3	10,9
9	30	20,0	33,4	10,95	5,93	30,0	27,2	24,0	9,3	20,0
10	30	20,0	33,4	6,35	3,00	25,00	22,6	21,0	9,6	16,0
Алюминиевые образцы шириной 90 мм										
1	32	23,75	25,8	4,90	—*	6,2	—	5,2	—	16,1
2		20,0	37,5	4,88	—*	7,4	—	6,0	—	18,9
3		19,75	38,3	0,77	1,70	5,8	5,2	4,7	10,3	19,0
4		18,7	41,5	3,82	—*	5,0	—	4,4	—	12,0
5		18,7	41,5	7,26	5,07	10,0	9,2	8,5	8,0	15,0
6		18,7	41,5	5,86	3,53	8,4	7,9	5,9	5,9	29,8

* Заостренный образец.

при прокатке в исследованных нами условиях усиливают действие трехосного сжатия, вызывая увеличение сопротивления деформации, а следовательно, и полного давления металла на валки.

Подобное влияние внешних частей полосы на силовые условия деформации представляет значительный интерес, тем более, что опытные данные позволяют количественно оценить это влияние.

На начальном и конечном участках осциллограммы давления откладываем длину, соответствующую области деформации при прокатке данного образца; затем находим величины давления, отвечающие моменту заполнения области деформации в начальный период прокатки и началу освобождения области деформации в конечный период прокатки. Результаты таких подсчетов сведены в табл. 18, где:

P_y — давление под нажимным винтом при установившемся процессе;

P_n — давление под нажимным винтом, отвечающее моменту заполнения области деформации;

P_k — давление под нажимным винтом, отвечающее началу освобождения области деформации.

Более интенсивное действие оказывает задний конец, увеличивающий давление на 8—20%; действие переднего конца определяется возрастанием давления на 6—10%.

Таким образом, с момента захвата полосы полное давление металла на валки изменяется вследствие увеличения контактной поверхности, а после заполнения области деформации — уже вследствие возрастающего действия переднего конца.

При установившемся процессе давление стабилизируется.

В конечный период прокатки изменение давления определяется ослаблением «жесткости» заднего конца; к моменту исчезновения этого конца давление (в нашем случае) уменьшается на 8—20%.

При обработке металла давлением, в частности при прокатке, сопротивление деформации в значительной степени зависит от условий напряженного состояния. К факторам, влияющим на напряженное состояние, а тем самым и на давление прокатки, относятся и действие внешних частей полосы. Так как в условиях наших опытов это действие повышало давление прокатки, а основной схемой напряженного состояния металла при прокатке является трехосное сжатие, то можно было бы считать, что внешние части полосы при прокатке усиливают действие трехосного сжатия.

Однако внешние части полосы, несомненно, вызывают также и растяжение — по кромкам полосы. Таким образом, нами было определено лишь некоторое результирующее влияние внешних частей на полное давление с явным перевесом сжатия; возможно, что в некоторых условиях прокатки сжатие и растяжение (на известных участках по ширине полосы) в сумме могут влиять на полное давление иначе, чем в нашем случае.

Все это подтверждает необходимость дальнейших опытных исследований влияния внешних частей полосы на силовые условия процесса прокатки².

В результате настоящего исследования можно считать установленным, что полное давление металла на валки стабилизируется только через некоторое время после выхода из валков пе-

² В настоящее время известно уже несколько таких исследований. Из работ, выполненных под руководством Иг. М. Павлова, можно указать, в частности, диссертационные работы П. И. Давидкова и А. Е. Шелеста, а также исследования, выполненные под руководством А. И. Целикова. *Прим. ред.*

реднего конца полосы и начинает вновь уменьшаться за некоторое время до подхода входящего конца к плоскости входа.

Этим подтверждается наличие взаимодействия между внешними частями полосы и металлом деформационной зоны — основное положение теории жестких концов. Внешние части полосы при установившемся процессе прокатки оказывают некоторое постоянное влияние на условия напряженного состояния деформируемого металла; в исследованном случае такое влияние вызвало имеющее практическое значение увеличение сопротивления деформации и, следовательно, полного давления металла на валки; так как это влияние зависит от условий процесса, необходимо дальнейшее его изучение.

28. ДАВЛЕНИЕ НА ВАЛКИ И УСЛОВИЯ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ЛЕНТЫ *

Давление при холодной прокатке зависит от физических свойств прокатываемого металла, степени его наклепа, коэффициента трения, сплющивания валков, заднего и переднего натяжений. Влиянием уширения можно пренебречь. Влияние скорости сказывается на изменении коэффициента трения¹. Появление наплывов металла сзади валков, а также положение критической точки имеют второстепенное значение. При дальнейшем рассмотрении пренебрегаем упругим восстановлением металла после выхода из валков, температурой ленты и изменением условий по дуге контакта (за исключением удельного давления).

Рассмотрим влияние трения на давление и связанное с ним сплющивание валков, а также роль переднего и заднего натяжений. На рис. 151 дана упрощенная схема сжатия такой полосы валками. Допущение о плоских поверхностях валков в месте контакта принято только для определения суммарного давления на валки P , а не для распределения удельного давления по дуге контакта, положения критической точки и др. При сжатии ленты между двумя параллельными плоскостями (рис. 151) получаем²

$$\frac{dp}{dx} = -\frac{2\tau}{h}, \quad (1)$$

где p — удельное давление;

x — расстояние от центра давления до данной точки;

τ — касательное напряжение.

* M. D. Stone, Rolling of Thin Strip, Iron and Steel Eng., 1953, № 2, p. 61—74. Реферат Я. Галлая.

¹ Также и на сопротивление деформации самого металла (помимо зависимости этой величины от условий трения). *Прим. ред.*

² A. N. d. a. i, J. Appl. Mechanics, 1939, v. 6, № 2, June, A-54, A-62, а также ч. IV, с. 262.

Допустив, что при сухом трении

$$\tau = f p, \quad (2)$$

получим

$$\frac{dp}{dx} = - \frac{2fp}{h} \quad (3)$$

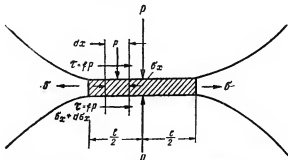


Рис. 151. Схема действия сил в щели валков

или

$$\frac{dp}{p} = - \frac{2f}{h} dx. \quad (4)$$

Интегрируя в пределах $x=0$ до $x=+\frac{l}{2}$ и при внешнем натяжении σ получим

$$p = (k_0 - \sigma) e^{\frac{2f}{h_{cp}} \left(\frac{l}{2} - x \right)}, \quad (5)$$

где согласно Надаи² принято допущение, что в каждой данной точке x течение металла определяется уравнением пластичности

$$p + \sigma_x = k_0; \quad (6)$$

где k_0 — вынужденный (принудительный) предел текучести; $k_0 = 1,55 \sigma_s$ (предел текучести при чистом растяжении или сжатии);

σ_x — растягивающее напряжение, действующее по оси прокатки

В нашем случае удельное давление распределяется симметрично относительно центра контактной длины l , поэтому суммарное давление на валок

$$P_c = B \int_{-\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} p dx = \frac{B (k_0 - \sigma) h_{cp} \left(e^{\frac{fl}{h_{cp}}} - 1 \right)}{f}; \quad (7)$$

откуда среднее удельное давление

$$p_{\text{ср}} = \frac{P}{Bl} = (k_0 - \sigma) \left(\frac{\frac{fl}{h_{\text{ср}}} - 1}{\frac{fl}{h_{\text{ср}}}} \right) = (k_0 - \sigma) C. \quad (8)$$

Эта формула выведена с рядом допущений. C — коэффициент увеличения давления является функцией параметра $\frac{fl}{h_{\text{ср}}}$. Из кривой $C = \psi \left(\frac{fl}{h_{\text{ср}}} \right)$ следует³, что C достигает 10—15, т. е. среднее

удельное давление $p_{\text{ср}}$ может быть в 5—15 раз больше предела текучести при сжатии. Коэффициент C очень близок по своей величине к коэффициенту Тринкса $\frac{l}{H-h} \operatorname{tg} \beta = \frac{fl}{H-h}$, для которого построено большое число кривых^{4,5}.

Коэффициент трения. Из опытов Люэга и Помпа⁶ следует, что при прокатке стали на гладких валках ($v=0,0025$ м/сек) при различных смазках $f=0,07 \div 0,12$, а на шероховатых валках $f=0,15$.

Тринкс⁷ для больших скоростей прокатки дает $f=0,04$. Некервис и Эванс⁸ приводят $f=0,08 \div 0,12$ при $v=0,6$ м/сек.

Из подробных опытов Штольца и Бринка⁹, проведенных на 5-клетевом непрерывном стане, следует, что при прокатке с пальмовым маслом при малых скоростях $f=0,09$, затем при $v=5$ до 20 м/сек $f=0,03$. При масляной эмульсии, согласно наблюдений Тринкса⁷, f соответственно получается равным 0,11 и падает до 0,05.

Длина щели в валках l . Длина щели сплющенного валка может быть подсчитана по формуле Хичкока¹⁰:

$$l = \sqrt{R(H-h) + \left[\frac{8R(1-\eta^2)}{\pi E} p_{\text{ср}} \right]^2} + \frac{8R(1-\eta^2)}{\pi E} p_{\text{ср}}. \quad (9)$$

³ M. Stone, J. Greenberg, Iron a. Steel Eng., 1943, № 2, p. 61—69 и 72, а также ч. IV, с. 352, рис. 305.

⁴ W. Trinks, Blast Furn. a. Steel Plant, 1937, № 3, p. 285—288, а также ч. III, стр. 293—295.

⁵ W. Trinks, Blast Furn. a. Steel Plant, 1937, № 9, p. 1005—1008.

⁶ W. Lueg, A. Pomp. Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1935, H. 5, S. 63—76, а также ч. III, стр. 264—268.

⁷ W. Trinks, Blast Furn. a. Steel Plant, 1937, № 7, 713—715, Новости иностранной металлургии, 1938, № 1, с. 48—50.

⁸ R. J. Nekervis, R. M. Evans, Iron a. Steel Eng., 1948, v. 25, № 10, p. 72—81, а также ч. V, с. 38.

⁹ G. E. Stolz, I. W. Brink, Iron a. Steel Eng., 1950, v. 27, № 10, p. 654—673.

¹⁰ T. Hitchcock, Derivation in Roll Neck Bearings, ASME Publication, 1935, а также ч. IV, с. 348.

Толщина полосы. В уравнениях (5), (7) и (8) под величиной h_{cp} следует понимать

$$h_{cp} = \frac{H + h}{2}.$$

Переднее и заднее натяжения. Для проверки правильности уравнения (8) воспользуемся опытными данными Люэга и Шульце¹¹, которые исследовали влияние заднего натяжения σ_z при обжатии до 35% и переднего натяжения σ_n до 20% обжатия. С целью упрощения введем понятие среднего натяжения $\sigma = \frac{\sigma_z + \sigma_n}{2}$.

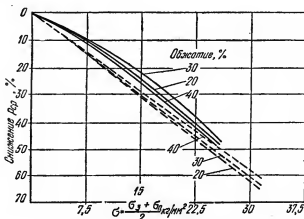


Рис. 152. Влияние натяжения на удельное давление: — — — опытные кривые по данным Люэга и Шульце, — — — расчетные кривые

На рис. 152 представлены три теоретически рассчитанные кривые для 20, 30 и 40% обжатия, которые очень близки к опытным и характеризуют величину снижения среднего удельного давления $\frac{P_{cpz} - P_{cp1}}{P_{cp1}} \cdot 100$ в функции от среднего натяжения σ .

Если исходный предел текучести металла $\sigma_s = 30 \text{ кг/мм}^2$, а

¹¹ W. Lueg, F. Schultze, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1940, H. 22, S. 93—108; а также ч. IV, с. 308—315.

¹² Известно, однако, что σ влияет на условия напряженного состояния в зоне валков сильнее, чем σ_n . Таким образом, введение понятия среднего натяжения не может быть оправдано, особенно в широком диапазоне изменения величин σ_z и σ_n . *Прим. ред.*

после 20% обжатия $\sigma_s = 45 \text{ кг/мм}^2$, то $k_0 = 1,155 \cdot \frac{30 + 45}{2} = 43 \text{ кг/мм}^2$.

Из уравнения (8) следует:

$$p_{cp2} = (k_0 - \sigma)C \text{ и } p_{cp1} = k_0C.$$

Откуда

$$\frac{p_{cp2} - p_{cp1}}{p_{cp1}} \cdot 100 = \frac{\sigma}{k_0} \cdot 100\%. \quad (10)$$

Пользуясь этим уравнением, можно подсчитать снижение удельного давления (в процентах) в результате натяжения.

Допущения. Остановимся на ряде допущений, сделанных для упрощения формул.

1. Было принято, что давление, а следовательно, и крутящий момент не зависят от скорости прокатки. Действительно, увеличение скорости прокатки жести с 1,75 (1928 г.) до 25 м/сек (1950 г.) не дало ощутимого увеличения расхода энергии.

Опыты Надаи и Мэнджойна¹³ показали, что при температурах, близких к комнатной, усилия для деформации с увеличением скорости не только не возрастают, но даже иногда снижаются. Известно⁹, что с увеличением скорости прокатки толщина ленты падает, что является результатом изменения температуры металла, скорости деформации, изменения толщины смазочной пленки и, главное, коэффициента трения между валками и лентой. Из опытов Форда¹⁴ следует, что при прокатке тонкой наклепанной ленты давление падает по мере увеличения скорости¹⁵. Это явление нельзя объяснить, как это делает Форд, непосредственным изменением скорости, так как его не наблюдают на толстых и мягких полосах. Мы считаем, что с ростом скорости изменяется коэффициент трения f ; кроме того, при тонкой ленте происходит сплющивание вала — изменяется l , что и находит свое отражение в изменении коэффициента $\frac{fl}{h_{cp}}$.

2. При холодной прокатке изменение ширины ленты незначительно, поэтому считаем, что давление и расход энергии прямо пропорциональны ширине ленты. В соответствии с этим принято, что деформация происходит вынужденно только в направлении прокатки и поэтому сопротивление деформации повышается в 1,155 раза².

¹³ A. Nadai, M. J. Manjoine, J. Appl. Mechanics, 1941, № 6.

¹⁴ H. Ford, J. Iron a. Steel Inst., 1947, v. 156, July, p. 380—398, а также ч. VI, стр. 94—95.

¹⁵ Это подтверждается также опытами М. А. Лейченко, Сталь, 1949, № 8, с. 721—727, а также ч. VI, стр. 121. Прим. сост.

Минимальная толщина проката. По мере уменьшения толщины полосы и ее наклепа валки все больше сплющиваются, пока не наступает такой момент, когда лента, проходя через стан, больше не обжимается. Определим этот «предел прокатываемости».

В уравнении (9) обозначим

$$a = \frac{8R(1-\eta^2)}{\pi E} \text{ и } l_0 = \sqrt{R(H-h)}. \quad (11)$$

Тогда, умножив на $\frac{f}{h_{\text{ср}}}$, получим из (9)

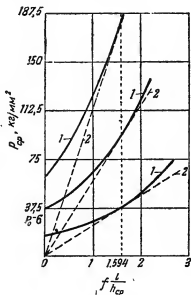
$$\frac{fl}{h_{\text{ср}}} = \sqrt{\left(\frac{fl_0}{h_{\text{ср}}}\right)^2 + \left(\frac{fa}{h_{\text{ср}}}\right)^2} p_{\text{ср}}^2 + \frac{fa}{h_{\text{ср}}} p_{\text{ср}}. \quad (12)$$

«Предел прокатываемости» наступает при условии

$$\frac{fl_0}{h_{\text{ср}}} = 0. \quad (13)$$

Рис. 153. Предел прокатываемости ленты, вызванный сплющиванием валков.

1 — кривая по уравнению $p_{\text{ср}} = (k_0 - \sigma)C$; 2 — кривая по уравнению $\frac{fl}{h_{\text{ср}}} = 2 \frac{fa}{h_{\text{ср}}} p_{\text{ср}}$



Подставляя (13) в (12), получим

$$\frac{fl}{h_{\text{ср}}} = 2 \frac{fa}{h_{\text{ср}}} p_{\text{ср}}. \quad (14)$$

На рис. 153 нанесены серия кривых по уравнению (8) и касательная к ним серия прямых по уравнению (14). Точка касания

кривых характеризует предел прокатываемости и для всех кривых лежит при постоянном значении $\left(\frac{f}{h_{\text{ср}}}\right)_{\text{крит}} = 1,594$.

Тангенс угла наклона касательной в критической точке кривой по уравнению (8) выражается так:

$$p_0 - \sigma = \frac{e^{1,594} - 1}{1,594^2} = 1,54 (p_0 - \sigma). \quad (15)^{16}$$

С другой стороны, тангенс угла наклона прямой по уравнению (14)

$$\frac{h_{\text{ср}}}{2fa}. \quad (16)$$

Приравнявая (15) и (14), получим

$$1,54 (p_0 - \sigma) = \frac{h_{\text{ср}}}{2fa}$$

или после подстановки a из (11)

$$h_{\text{ср}} = 3,08 fa (p_0 - \sigma) = \frac{3,08 \cdot 4D (1 - \eta^2) f (p_0 - \sigma)}{\pi E}. \quad (17)$$

Тогда минимальная возможная толщина прокатываемой ленты

$$h_{\text{мин}} = 3,58 \frac{Df \cdot (p_0 - \sigma)}{E}. \quad (18)$$

Следовательно, для уменьшения минимальной толщины ленты, которую можно прокатать на данных валках диаметром D , сделанных из металла с модулем упругости E , необходимо уменьшить коэффициент трения f , снизить предел текучести металла p_0 и повысить натяжение ленты σ ¹⁷.

Подсчеты по уравнению (18) почти полностью согласуются с опытными данными, полученными Келлером¹⁸.

¹⁶ Вывод этого уравнения мы упустили. *Прим. сост.*

¹⁷ Из формулы автора следует также эффективное действие увеличения модуля упругости материала валков E и понижения величины D . Кроме того, имеют большое значение способы, вовсе не рассматриваемые автором:

а) предварительная «затяжка» прокатных валков, т. е. предварительное создание упругих деформаций валков (и других частей прокатной клетки);

б) повторная прокатка полосы в валках с постепенным возрастанием суммарной вытяжки вследствие упругого воздействия валков;

в) прокатка ленты, сложенной в несколько слоев (аналогично прокатке листов пачками), и некоторые другие. *Прим. ред.*

¹⁸ J. D. Keller, Blast Furn. a. Steel Plant, 1937, № 10.

29. АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА УДЕЛЬНЫХ ДАВЛЕНИЙ ПРИ ПРОКАТКЕ *

При расчете удельных давлений необходимо различать полезное и полное удельное давление. Определение полезного удельного давления связано с учетом лишь тех факторов, которые влияют на внутреннее сопротивление металла деформации. Сюда относятся: род материала (химический состав) и его физическое состояние (температура нагрева, скорость деформации, структура) ¹.

Определение полного удельного давления связано с учетом внешних сопротивлений (трение на контактных поверхностях), которые зависят главным образом от формы очага деформации и коэффициента трения между прокатываемой полосой и валами ².

Выражение для полного удельного давления в общем виде можно записать следующим образом:

$$p = k_f p_0, \quad (1)$$

где p_0 — полезное удельное давление;

k_f — коэффициент, учитывающий внешнее сопротивление ³.

Различные методы расчета удельного давления отличаются как определением полезного удельного давления, так и способом учета влияния внешних сопротивлений.

Рассмотрим несколько методов расчета удельных давлений при прокатке, наиболее часто применяемых на практике.

Метод С. И. Губкина ⁴

Для полезного удельного давления (истинное сопротивление) при горячей прокатке С. И. Губкин дает следующую формулу:

$$p_0 = k_v \left[1 + \beta (0,95t_{пл} - t) + \frac{\beta^2 (0,95t_{пл} - t)^2}{2} \right] \sigma_b, \quad (2)$$

* В. А. Тягунов, Анализ методов расчета удельных давлений при прокатке, Труды Уральского политехнического института, Машгиз, 1953, в. 48, с. 5—14.

¹ Таким образом, речь идет о «природной жесткости» материала, которая в полной мере определяет сопротивление деформации в условиях линейного напряженного состояния. *Прим. ред.*

² Кроме трения, имеет значение наличие внешних частей тела («жестких концов»), увеличивающих удельное давление; при прокатке в калибрах очень большое влияние оказывает неравномерность обжатия, вызывающая взаимодействие частей полосы; должна учитываться также сама форма полосы (до и после пропуска). *Прим. ред.*

³ Вернее все указанное в предыдущем примечании. *Прим. ред.*

⁴ Теория обработки металлов давлением, Металлургиздат, 1947, с. 385—386.

где σ_b — предел прочности при соответственной температуре ($0,95 t_{пл}$). По данным Губкина, значение σ_b при скоростях деформации 40—50 мм/мин колеблется для металлов и сплавов в пределах $0,4 \div 0,6 \text{ кг/мм}^2$ (для никеля и жаростойких сплавов — верхний предел);

$t_{пл}$ — температура плавления металла, °C;

t — температура деформации металла, °C;

β — температурный коэффициент, имеющий значение в пределах (по Губкину) $0,008 \div 0,012$ (верхний предел — для твердых растворов с большой концентрацией);

k_v — скоростной коэффициент, который при горячей деформации имеет следующие значения в зависимости от скорости деформации (по Губкину):

При $v = 10 \div 25 \text{ см/сек}$ $1,2 \div 1,6$

» $v = 25 \div 75 \text{ см/сек}$ $1,6 \div 2,0$

» $v > 100 \text{ см/сек}$ $2,5$

Принимая для стали при прокатке со скоростью свыше 100 см/сек $k_v = 2,5$; $\beta = 0,008$ и $\sigma_b = 0,5 \text{ кг/мм}^2$, получим зависимость p_0 от температуры (рис. 154).

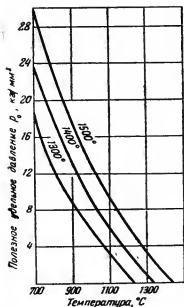


Рис. 154. Полезное удельное давление по С. И. Губкину

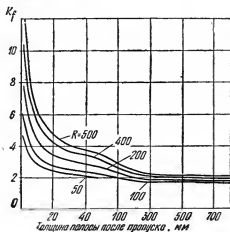


Рис. 155. Коэффициент k_f по С. И. Губкину

Пользование этим графиком облегчает определение p_0 по Губкину. В случае иных значений k и σ значения искомого p_0' могут быть получены следующим образом:

$$p'_0 = \frac{k_\sigma \cdot \sigma_b}{2,5 \cdot 0,5} p_0. \quad (3)$$

Учет внешних сопротивлений С. И. Губкин предлагает производить по формуле

$$k_f = k_\sigma \left(1 + 1,3f \sqrt{\frac{R}{H}} \right), \quad (4)$$

где k_σ — коэффициент, учитывающий неравномерность распределения напряжений при деформации с нагревом. Его величина, по Губкину, составляет 1—1,3.

При горячей прокатке стали коэффициент трения имеет следующие значения в зависимости от скорости деформации (по Губкину): при $v < 1$ м/сек $f = 0,40 \div 0,45$; при $v > 1$ м/сек $f = 0,35 \div 0,40$; нижний предел соответствует начальным температурам прокатки.

На рис. 155 дан график для определения k_f по формуле Губкина при $f = 0,4$ и $k_\sigma = 1,3$.

При пользовании графиками для p_0 и k_f легко подсчитать полное удельное давление при прокатке по уравнению (1).

При значениях k_σ , k_f , σ_b , отличных от принятых (соответственно 2,5; 1,3 и 0,5 кг/мм²), формула для полного удельного давления примет вид:

$$p = \frac{k_v}{2,5} \cdot \frac{k_\sigma}{1,3} \cdot \frac{\sigma_b}{0,5} k_f p_0 = 0,6 k_\sigma k_f \sigma_b p_0, \quad (5)$$

где p_0 и k_f находят по графикам на рис. 154 и 155.

Метод А. И. Целикова⁵

Полезное удельное давление А. И. Целиков определяет по пределу прочности на разрыв:

$$p_0 = 1,15 \sigma_b,$$

где σ_b — предел прочности на разрыв в зависимости от температуры автор метода берет из опытных кривых, например Брацкого и Францевича⁶.

Влиянием скорости деформации Целиков пренебрегает. Для учета внешних сопротивлений Целиков выводит довольно сложную формулу, для упрощения пользования которой приводит

⁵ Прокатные станы, Металлургиздат, 1946, с. 99, 121—122.

⁶ Сталь, 1932, № 7—8.

диаграмму (рис. 156). На этой диаграмме на оси ординат отложена искомая величина k_f , а на оси абсцисс величина

$$\delta = f \frac{2 \sqrt{R \Delta h}}{\Delta h} = f \sqrt{\frac{2D}{\Delta h}}.$$

Коэффициент трения f Целиков рекомендует определять по формуле Экелунда (приводится ниже).

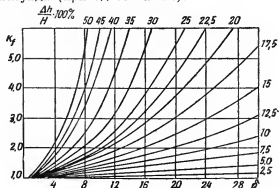


Рис. 156. Коэффициент $\frac{p}{p_0}$ по А. И. Целикову

Каждая кривая диаграммы Целикова соответствует определенному проценту обжатия $\frac{\Delta h}{H}$. При пользовании диаграммой формула Целикова упростится:

$$p = 1,15 k_f \sigma_b. \quad (6)$$

Наибольшее затруднение в этом методе представляет подбор необходимой экспериментальной кривой σ_b для каждой рассматриваемой марки стали.

Метод Головина — Тягунова^{7,8}

В этом методе полезное удельное давление определяется по формулам автора

$$p_0 = k_t \sigma_b. \quad (7)$$

При температурах выше ($t_{пл} - 575^\circ$)

$$k_t = \frac{t_{пл} - 75 - t}{1500}; \quad (8)$$

⁷ В. А. Тягунов, Рациональная калибровка листовых станков, Металлургиздат, 1944.

⁸ В. А. Тягунов, Рациональные режимы обжатий при прокатке тонких листов, Металлургиздат, 1949.

при температурах ниже ($t_{пл} - 575^\circ$)

$$k_t = \left(\frac{t_{пл} - t}{1000} \right)^2. \quad (9)$$

В формуле (7) σ_b — предел прочности стали при 20° .

Точка перехода от одной формулы к другой находится в интервале $700-900^\circ$, зависит от $t_{пл}$ стали и определяется в момент равенства k_t по обеим формулам. Так, например, для стали с $t_{пл} = 1300^\circ$ эта точка составляет 750° , а для стали с $t_{пл} = 1500^\circ$ соответственно 925° .

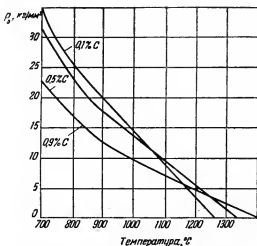


Рис. 157. Значения полезных удельных давлений (по формуле Тягунова)

Практически берется формула, дающая большее значение.

На рис. 157 дается значение p_0 для некоторых углеродистых сталей, а на рис. 158 — график для определения k_t . Формула (7) учитывает температуру плавления и при высоких температурах дает пересекающиеся кривые удельного давления для мягких и твердых сталей (что и имеется в действительности).

Кроме того, формула позволяет находить удельное давление для легированных сталей. Влиянием скорости деформации пренебрегаем.

Формулы автора дают наибольшее полезное удельное давление, т. е. предел упрочнения. В первых пропусках, когда предел упрочнения может быть еще не достигнут (суммарная деформация меньше 5—30%), удельные давления по формулам автора дадут несколько завышенные результаты.

Влияние внешнего сопротивления в этом методе расчета удельных давлений определяется по упрощенной формуле А. Ф. Головина⁹:

$$k_f = 1 + f \left(\frac{t_c}{h_c} - 1 \right) = 1 + f \left(\frac{2\sqrt{R\Delta h}}{H+h} - 1 \right), \quad (10)$$

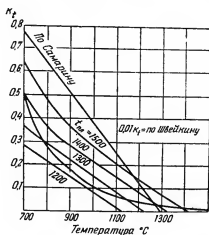


Рис. 158 Коэффициент k_t по формулам Тягунова, Швейкина и Самарина

где f — коэффициент трения (у Головина $f = \frac{1}{3}$).

При $\frac{t_c}{h_c} \leq 1$ принимается $k_f = 1$.

Таким образом, формула Головина—Тягунова для полного удельного давления примет вид:

$$p = \left[1 + f \left(\frac{t_c}{h_c} - 1 \right) \right] k_t \sigma_b. \quad (11)$$

Для приближенного определения $t_{пл}$ и σ_b для углеродистых сталей можно пользоваться кривыми, приведенными на рис. 159.

Метод Головина — Швейкина¹⁰

В этом методе полезное удельное давление получается по формуле В. В. Швейкина

$$p_0 = k_t \sigma, \quad (12)$$

⁹ А. Ф. Головин, Прокатка, ч. II, ОНТИ, 1934.

¹⁰ В. В. Швейкин, Исследование кривых упрочнения при холодной и горячей деформациях, Труды Уральского политехнического института, Машгиз, в. 31, 1950.

где температурный коэффициент

$$k_t = 1644 \cdot 10^{12} \cdot t^{-4,73} - 2203e^{-0,0113t} \quad (13)$$

учитывает влияние температуры деформации на удельное давление, а влияние рода материала учитывается величиной σ : при $t = 700 \div 1200^\circ \text{C}$ $\sigma = 80 \text{ C} + 71$; при $t = 15 \div 700^\circ \text{C}$ $\sigma = 71,5 \text{ C} + 64$ (C — содержание углерода в процентах).



Рис. 159. Температура плавления и предел прочности углеродистых сталей

Формула выведена автором на основании опытов по сжатию под прессом цилиндрических образцов углеродистых сталей (от 0,14—0,5% C). Внешнее трение учитывается по формуле Головина

$$k_f = \frac{p}{p_0} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{R}{h_c} - \frac{1}{2f} \right) + \sqrt{\frac{1}{4} \left(1 + \frac{1}{2} \frac{R}{h_c} - \frac{1}{2f} \right)^2 + \frac{1}{2f}} \quad (14)$$

где $\frac{R}{h_c}$ — отношение радиуса контактной поверхности пояса деформации к его средней высоте:

$$\frac{R}{h_c} = \frac{2l_c B_c}{(l_c + B_c)(H + h)} \quad (15)$$

Для облегчения вычислений по формуле Головина — Швейкина на рис. 158 имеется кривая для k_t и на рис. 160 — кривые для k_f . Это позволяет применять формулу в общем виде:

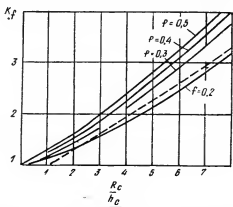
$$p = k_f p_0 = k_f k_t \sigma \quad (16)$$

Скорость деформации не учитывается.

Метод А. Ф. Самарина¹¹

Эмпирическая формула А. Ф. Самарина получена из анализа фактических давлений, замеренных с помощью месдоз на толстолистовом стане, и имеет следующий вид:

$$p = k_t \sigma_b = (30 - 0,023t) 0,055 \sigma_b, \quad (17)$$



где σ_b — предел прочности металла при 20° , кг/мм²;

t — температура нагрева металла.

Рис. 160. Коэффициент k_f по Головину

Формула Самарина не содержит величин, учитывающих внешнее сопротивление, и является упрощенной формулой Тягунова для p_0 (для высоких температур) при постоянной температуре плавления ($t_{пл} = 1375^\circ$) независимо от состава стали. При этом для стали с $t_{пл} = 1375^\circ$ получается вдвое большее значение p , чем p_0 по формуле Тягунова. Этот коэффициент, равный двум, очевидно, и является поправкой на внешнее сопротивление.

Для сталей с большей или меньшей $t_{пл}$ формула Самарина дает соответственно заниженные или завышенные значения против удвоенных p_0 по формуле Тягунова.

На рис. 158 нанесена кривая k_f Самарина, которая должна учитывать и внешнее трение.

Метод Экелунда¹²

Из формул зарубежных ученых имеет распространение формула Экелунда. Полезное удельное давление Экелунд опреде-

¹¹ А. Ф. Самарин. К вопросу о расчете обжатий при прокатке листов. Труды Сталинского областного отделения ВНИТОМ, в. I, 1949.

¹² S. Ekelund, О некоторых динамических явлениях при прокатке, Jernkontorets Annaler, 1927, № 2, p. 85—97, реф. Металлург, 1933, № 2, 3, 4—5; Steel, 1933, v. 93, № 7—16, а также ч. IV, с. 221—230.

ляет по эмпирической формуле

$$p_0 = \sigma + \eta u_c, \quad (18)$$

где σ — статическое сопротивление деформации;

η — вязкость прокатываемого металла;

u_c — относительная скорость деформации.

Статическое сопротивление деформации Эжелунд связывает с химическим составом и температурой прокатки:

$$\sigma = (14 - 0,01t)(1,4 + C + Mn + 0,3Cr) \text{ кг/мм}^2, \quad (19)$$

где t — температура прокатки, °C;

C , Mn , Cr — содержание углерода, марганца и хрома, %.

Для вязкости дается формула

$$\eta = 0,01(14 - 0,01t) \quad (20)$$

и для относительной скорости:

$$u_c = \frac{2v \sqrt{\frac{H-h}{R}}}{H+h},$$

где v — окружная скорость валков, мм/сек.

Внешнее сопротивление Эжелунд учитывает по формуле

$$k_f = 1 + \frac{1,6f \sqrt{R \Delta h} - 1,2 \Delta h}{H+h}, \quad (21)$$

где f — коэффициент трения, равный, по Эжелунду, для стальных валков $1,05-0,0005 t$, для чугунных валков $0,8(1,05-0,0005 t)$.

Для полного удельного давления получим

$$p = k_f p_0. \quad (22)$$

Анализ методов расчета удельных давлений

Каждый из рассмотренных методов является приближенным и в зависимости от условий прокатки дает большую или меньшую погрешность. Некоторые методы в ограниченных случаях прокатки, определяемых условиями опытов, из которых выведены формулы, дают большую точность, но за пределами этих условий могут дать совершенно ненадежные результаты.

Другие методы менее точны в соответствующих областях применения, но зато более универсальны, гарантируют от неожиданных результатов и поэтому более надежны.

Для того чтобы судить об универсальности и надежности различных методов, произведем их сравнительный анализ.

Сопоставим прежде всего величины полезных удельных давлений, получаемые различными методами (рис. 161 и 162).

Опытные* данные достаточно надежны, так как получены в результате обобщения большого числа экспериментов различных исследователей¹³.

Из рис. 161 и 162 можно сделать следующие выводы**.

Наилучшее совпадение с опытными данными в рассматриваемом случае дает метод Тягунова.

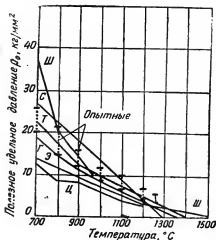


Рис. 161. Полезные удельные давления для стали с содержанием 0,1%С по различным формулам:

Г — Губкина; Ц — Целиков; С — Самарин; Э — Тягунов; Э — Экедунд; Ш — Швейкина

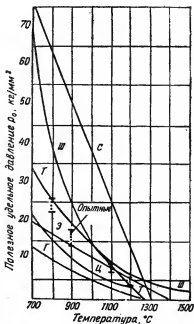


Рис. 162. Полезные удельные давления для стали с содержанием 0,9%С по различным формулам (обозначения см. на рис. 161)

Метод Швейкина** дает большие средние (от —20 до +35%) и частные (от —27 до +72%) отклонения, причем в обе стороны.

Это получается** из-за отсутствия учета температуры плавления.

Наилучшие результаты при этом методе достигаются для среднеуглеродистых сталей (среднее отклонение +17%). Для легированных сталей метод неприменим.

* Op. cit., с. 14.

¹³ Новости иностранной металлургии, 1938, № 3.

** Op. cit., с. 15.

Метод Губкина дает удовлетворительные данные лишь для низкоуглеродистой стали, во всех остальных случаях результаты оказываются очень заниженными и для средних (до -61%), и для частных (до -73%) отклонений. Это объясняется тем, что хотя С. И. Губкин и учитывает температуру плавления (аналогично Тягунову, см. рис. 154 и 158), но не принимает во внимание того, что стали с более низкой температурой плавления имеют значительно большее исходное сопротивление деформации, чем стали с высокой температурой плавления.

Поэтому кривые p_0 для низко- и высокоуглеродистой стали, построенные по методу Тягунова, пересекаются (рис. 157), а по методу Губкина нет.

Метод Целикова, при котором за p_0 принимают предел прочности сталей при разрыве, несмотря на коэффициент 1,15, дает во всех случаях значительно заниженные значения p_0 .

Метод Самарина дал удовлетворительные результаты только для малоуглеродистой стали. Для всех остальных сталей результаты оказались неудовлетворительными (среднее отклонение до $103,5\%$, а частные до 137%).

Метод Экелунда дает заниженные значения p_0 для углеродистых сталей при низких температурах, а для низкоуглеродистой стали и при высоких температурах. Последнее объясняется отсутствием учета температуры плавления.

Если вычислить * общее среднее отклонение по всем данным, то по возрастанию точности и универсальности при вычислении p_0 методы можно расположить в следующей последовательности, %:

Метод	Тягунова	. .	+9,6
»	Экелунда	. .	-16,8
»	Швейкна	. .	$\pm 23,8$
»	Губкина	. . .	-36
»	Целикова	. .	-38
»	Самарина	. .	+46

Однако надежность результатов расчетов при прокатке определяется не только точностью определения полезного удельного давления, но в значительной степени и точностью учета внешних сопротивлений, особенно при больших обжатиях в низких очагах деформации.

Поэтому перейдем к анализу методов расчета для полного удельного давления. На рис. 163 сопоставлены коэффициенты, учитывающие внешнее сопротивление по методам Головина (точному и приближенному) и Экелунда. Эти коэффициенты изме-

* Оп. cit., с. 19—21.

няются в зависимости от отношения $\frac{R_c}{h_c}$. Здесь же нанесена опытная кривая¹⁴.

Из графика видно, что приближенная формула Головина и формула Экелунда при низких коэффициентах трения и больших обжатиях совпадают с опытной кривой. При малых обжатиях и малых коэффициентах трения формула Экелунда совпадает с

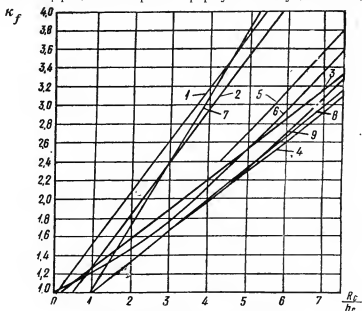


Рис. 163. Сравнение коэффициентов k_f :

- 1 — Экелунд при $f = 0,7$ и $\frac{\Delta h}{H} = 10\%$; 2 — Экелунд при $f = 0,7$ и $\frac{\Delta h}{H} = 50\%$; 3 — Экелунд при $f = 0,4$ и $\frac{\Delta h}{H} = 10\%$; 4 — Экелунд при $f = 0,4$ и $\frac{\Delta h}{H} = 50\%$; 5 — Головин при $f = 0,4$; 6 — Головин при $f = 0,3$; 7 — Головин при $f = 0,7$; 8 — Головин, приближенная формула при $f = 0,33$; 9 — опытная кривая

точной формулой Головина. При больших коэффициентах трения (0,7) формула Экелунда дает значительно большие значения k_f . Однако и здесь приближенная формула Головина при $\frac{R_c}{h_c} > 1$ дает результаты, близкие к данным Экелунда.

Надо отметить, что при температурах (700—1000°) коэффициент трения по Экелунду получается чрезмерно завышенным

¹⁴ А. Ф. Головин, Прокатка, ч. I. ОНТИ, 1933.

(0,55—0,70) и другими исследователями не подтверждается. Это обусловлено получаемым по методу Экелунда заниженным значением p_0 , особенно при низких температурах.

Значения k_f по методам Губкина и Целикова приведены на рис. 155 и 156 и графически несравнимы вследствие различной функциональной зависимости.

Метод Губкина для расчета k_f :

$$k_f = 1 + f \sqrt{\frac{R}{h}} \quad (23)$$

или

$$k_f = 1 + 1,3f \sqrt{\frac{R}{H}}. \quad (24)$$

отличается от всех остальных тем, что не учитывает степени деформации. Это его недостаток. Очевидно, формулы были выведены при постоянной относительной деформации, величину которой можно получить, сопоставив оба уравнения:

$$1 + f \sqrt{\frac{R}{h}} = 1 + 1,3f \sqrt{\frac{R}{H}},$$

тогда

$$\sqrt{\frac{R}{H}} = 1,3 \sqrt{\frac{R}{h}} \quad \text{и} \quad \frac{H}{h} = 1,69,$$

что соответствует деформации

$$\frac{\Delta h}{H} = 1 - \frac{h}{H} = 1 - \frac{1}{1,69} \approx 0,4, \text{ или } 40\%.$$

Очевидно, формула Губкина при обжатиях меньше 40% должна давать завышенные значения, а при деформации более 40% — заниженные.

Сравним величины полного удельного давления, подсчитанные по различным методам с опытными данными: М. Ф. Молоткова¹⁵ для сталей марок У7А, У12А и ХН при деформациях 10 и 50% (диаметр чугунных валков 280 мм, размеры полосы: $B_1 = 20$ мм; $H = 10$ мм), с * опытными данными Помпа и Люэга¹⁶ для сталей с 0,28% С и 0,43% С (диаметр стальных валков 180 мм, скорость прокатки 340 мм/сек, $B_1 = 30$ мм, при различной конечной толщине (20; 10 и 5 мм) и различной степени де-

¹⁵ Сталь, 1942, № 1—2, с. 56—57, а также ч. IV, с. 325—332.

* *Op. cit.*, с. 21.

¹⁶ А. Помп, W. Lueg, Mitteilungen K.-W. Institute für Eisenforschung, 1936, № 13, S. 183—204; а также ч. III, стр. 277—278.

формации), с опытными данными, полученными * при прокатке листов на чистой клетке среднелистового стана 850/550 мм¹⁷ и на * блюминге¹⁸ низкоуглеродистой (0,1% С) и кислотоупорной стали 1X18H9Т; из слитков сечением 250 × 250 мм на заготовку 160 × 160 мм за семь пропусков. Диаметр валков 850 мм, температура прокатки 1180—1160°. Среднее обжатие составляет 30 мм.

Общее ** среднее отклонение по всем опытам (129 замеров) составляет, %:

По методу автора	10
» » Эжелунда	27
» » Головинна—Швейкина	30
» » Целикова	—30
» » Саварина	39
» » Губкина	54 ¹⁹

30. КРИВЫЕ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ СТАЛИ ***

Для подсчета давления при холодной прокатке стали можно пользоваться кривыми Пальмгрена¹. Однако они не пригодны для очень тонкой ленты, когда отношение $\frac{H}{D}$ мало. Кроме того, у Пальмгрена нет кривых для нержавеющей стали.

Таблица 19

Химический состав и механические свойства исследованных сталей

Марка	C	Mn	Si	Cr	Ni	σ_b кг/мм ²	σ_s кг/мм ²	δ %
10	0,08	0,37				32,2	—	47,8
60	0,60	0,43	0,31			51,3	33,3	52,4
У10А	1,00	0,45	0,25			59,0	38,0	30,0
1X18H9	0,04	0,46	0,46	17,8	9,0	62,3	32,2	51,8

* Op. cit., с. 34.

¹⁷ Т. М. Голубев, Л. Д. Соколов, А. К. Оржеховский, Рациональные режимы обжатий на листостане КМК, изд. КМК, 1949.

¹⁸ H. Hoff, T. Dahl. Stahl u. Eisen, 1934, № 12, S. 277—286, а также ч. III, с. 251.

** Op. cit., с. 35.

¹⁹ Выводы автора подтверждают распространенное среди прокатчиков мнение об отсутствии в настоящее время надежного метода подсчета удельного давления.

К этому же выводу приводит и критика Ю. М. Чижиковым формулы А. И. Целикова (Сталь, 1958, № 5, с. 428—433) и ответ А. И. Целикова на эту критику (Сталь, 1958, № 5, с. 434). Прим. ред.

*** P. O. Strandell, A. Leufvén, Beräkning av valstryck vid Kallvalsning av bandstål, Jern. Kont. Ann., 1953, v. 137, № 3, S. 100—113. Реф. Stahl u. Eisen, 1954, B. 74, № 8, S. 475—476. Здесь реф. Я. Галлая.

¹ G. Palmgren. Kullagertidningen, 1930, № 2; S. 30—41, № 3, S. 64—82.

Авторы исследовали удельное давление при прокатке стали четырех марок (табл. 19). Механические свойства нержавеющей стали изменяются в зависимости от толщины ленты (табл. 20).

Таблица 20

Механические свойства нержавеющей стальной ленты различной толщины

H мм	σ_b кг/мм ²	σ_s кг/мм ²	δ %
2,0	62,3	32,2	51,8
1,0	64,9	27,4	56,5
0,50	61,6	25,6	64,0
0,25	67,7	22,3	65,0

Опыты с углеродистыми сталями производили на ленте шириной $B=65$ и 100 мм и высотой $H=1,0; 0,8; 0,5; 0,3$ и $0,2$ мм в отожженном состоянии (отжиг безокислительный). Нержавеющая сталь имела $B=65$ мм, $H=2,0; 1,0; 0,5$ и $0,25$ мм.

Стали 10 и 60 прокатывали на стане дуо $D=200$ мм, сталь У10А — на 4-валковом стане $D=110$ мм, а нержавеющей сталь — на 4-валковых станах $D=110$ и 150 мм. Скорость прокатки углеродистых сталей составляла $0,415$ м/сек, а нержавеющей — $0,66$ м/сек.

Валки были закалены и отшлифованы (зернистость шлифовального круга $180-200$); бочкообразность их позволяла получать по возможности плоскую ленту. Смазку производили специальным маслом Atlantic Red Engine Oil через фетровые прокладки.

Давление на валки измеряли месдозами с точностью $\pm 3\%$.

Углеродистые стали прокатывали сериями с обжатием в 2; 5; 10; 20; 30 и 40% за проход. Суммарное обжатие при 2%-ной деформации за проход составляло 40%, а при 5%-ной — 70%. Прокатку других серий производили до тех пор, пока позволяла упругость клетки. Нержавеющую сталь прокатывали с сериями обжатий 5; 10; 15; 20; 25; 30 и 35% за проход.

Давление на валки определяли по формуле

$$P = p_{cp} B_{cp} \sqrt{D \frac{H-h}{2}}, \quad (1)$$

где p_{cp} — среднее за проход сопротивление деформации без учета упругой деформации валка, кг/мм².

Введем понятие относительного удельного давления

$$p_0 = \frac{P}{DB_{cp}}, \quad (2)$$

где p_0 — давление на 1 мм ширины и 1 мм рабочего диаметра валков, кг/мм².

Подсчет давления на валок P по уравнению (2) значительно проще, чем по уравнению (1)².

Из (1) и (2) следует:

$$p_0 = p_{\text{ср}} \sqrt{\frac{Hu}{200D}}, \quad (3)$$

где u — относительное обжатие $\frac{H-h}{H} 100\%$.

На основании опытных данных по уравнению (1) подсчитывали среднее за проход сопротивление деформации $p_{\text{ср}}$, а по уравнению (3) — относительное удельное давление p_0 , значения которого приведены на рис. 164—167 в функции от $\frac{H}{D}$. При построении этих кривых использованы также старые опытные данные СКФ³.

Поэтому для каждой степени предварительного наклепа данной стали и серии обжатий было получено по 8—10 точек, по которым проводились кривые (рис. 164—167). Каждая кривая обозначается двумя числами: числитель указывает степень предварительного обжатия (наклепа), знаменатель — обжатие за данный проход в процентах.

Определив по кривым рис. 164—167 величину удельного давления p_0 , подсчитывают давление на валок по следующей формуле:

$$P = p_0 B_{\text{ср}} D. \quad (4)$$

В том случае, если хотят прокатывать ленту с постоянным давлением по проходам, можно по кривым сразу же определять обжатие для данного постоянного p_0 .

Понятно, что приведенные на рис. 164—167 кривые пригодны лишь для случаев прокатки в тех же условиях, в которых были проведены опыты, а именно для светлоотожженной ленты, хорошо отшлифованных валков и при смазке маслом. Всякое изменение механических свойств стали, коэффициента трения между лентой и валками, скорости прокатки, приложение заднего или переднего натяжения меняют характер кривых.

² Уравнение (1) соответствует физической сущности процесса, поскольку дает зависимость полного давления от удельного давления $p_{\text{ср}}$ (величины сопротивления деформации металла в данных условиях) и от поверхности контакта (в проекции на перпендикулярную плоскость). Понятие же относительного удельного давления не только лишено физического смысла, но даже не согласуется с существующими закономерностями (в отношении влияния диаметра валков D). Таким образом, методика авторов может иметь лишь чисто практическое значение, стоящее в стороне от теоретически правильной оценки учитываемых явлений. *Прим. ред.*

³ Подсчет давления прокатки, давления на шейки и расход энергии при прокатке, Kugellager. — Zeitschrift, 1930, № 2, 3 и 4 и 1931, № 1; перев. А. Р. Швейцера, Роликовые подшипники в прокатных станах, ОНТИ, 1932.

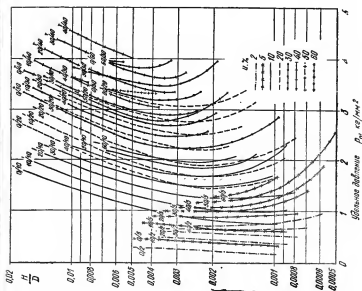


Рис. 164. Зависимость удельного давления от $\frac{H}{D}$ при прокатке стали 10 (0.08—0.15% С)

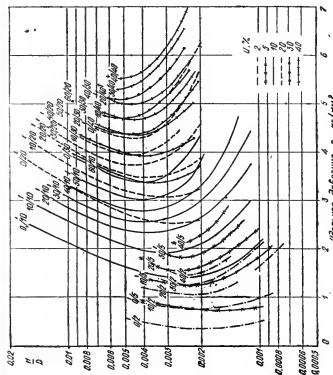


Рис. 165. Зависимость удельного давления от $\frac{H}{D}$ при прокатке стали 60

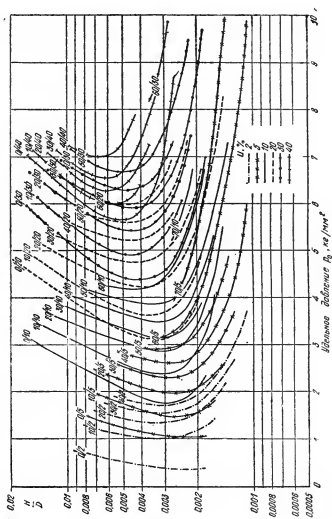


Рис. 166. Зависимость удельного давления от $\frac{H}{D}$ при прокатке стали У10А

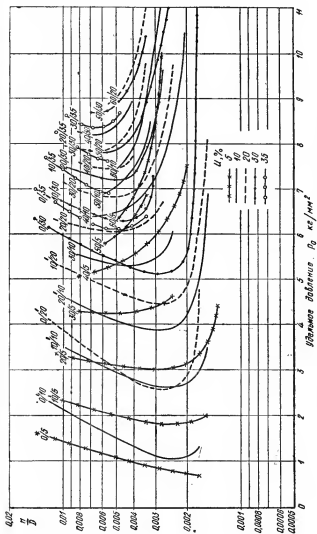


Рис. 167. Зависимость удельного давления от $\frac{H}{D}$ при прокатке нержавеющей стали 1X18H9

Люэг и Грейнер⁴ производили опыты прокатки на стальных закаленных валках и валках из твердого сплава и не обнаружили никакой разницы в давлении. Произошло это потому, что они экспериментировали в области слишком больших толщин $\frac{H}{D} = 0,025 \div 0,008$.

Сопоставление полученных кривых (рис. 164—167) с теоретическими, подсчитанными Блэндом и Фордом⁵, показало, что нельзя строить кривые на основе предела текучести материала. Несколько лучшая зависимость получается, если исходить из измеренного ими «сопротивления сжатию».

31. ПОДСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ МЕДНОЙ И ЛАТУННОЙ ЛЕНТЫ*

Кук и Ларке¹ предложили простой метод подсчета давлений при холодной прокатке ленты без натяжения, обеспечивающий достаточную точность при условии $\frac{H}{D} = 1:40$ до $1:200$. Ниже приводится видоизмененный метод подсчета, расширяющий область его применения в сторону меньших значений $\frac{H}{D}$ вплоть до $1:800$. Этот метод учитывает влияние сопротивления деформации прокатываемого материала, условия трения и упругое сплющивание валков, и поэтому необходимо лишь относительно небольшое число измерений давления. Тогда, применяя метод размерного анализа, можно подсчитывать давление прокатки в широком интервале H и D , основываясь на измерениях, произведенных только на одном стане.

Опыты

На двух станах дуо со стальными валками 210×250 мм и 355×500 мм прокатывали со скоростью $0,35—0,4$ м/сек медные (электролитическая медь) и латунные (Л170) отожженные образцы толщиной 0,25; 0,46; 0,64; 0,9; 1,27; 2,54 и 5,1 мм. Валки обоих станов были отполированы до состояния поверхности $\nabla 11$ ($H = 0,25—0,30$ μ).

⁴ W. Lueg, E. Greiner, Stahl u. Eisen, 1949, B. 69, № 24, S. 879—884, а также ч. VI, с. 124.

⁵ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, № 39, p. 144—163, а также ч. VI, с. 99.

* M. Cook, R. J. Parker, The Computation of Loads in Metal Strip Rolling by Methods involving the Use of dimensional Analysis, J. Inst. of Metals, 1953, v. 82, part 3, Nov., p. 129—140.

¹ M. Cook, E. C. Larke, J. Inst. of Metals, 1947, v. 74, part 2, p. 55—80, а также ч. VI, с. 86.

Давление измеряли месдозами с проволочными датчиками². Образцы прокатывали с обжатиями за проход 10; 20; 30% и больше. Суммарное обжатие составляло 50—80%. Затем была прокатана серия образцов с изменяющимся по проходам обжатием. Прокатываемую ленту и валки смазывали стандартным прокатным маслом.

Подсчет давления прокатки

В предыдущей работе¹ авторы принимали, что чистая работа прокатки не зависит от числа проходов³. Для еще большего упрощения было принято, что силы трения, возникающие в щели валков, почти не влияют на величину давления прокатки, если $\frac{H}{D} > 1:200$. В предлагаемом видоизмененном методе учтено влияние сил трения, но распределение удельных давлений по дуге захвата принято упрощенным (рис. 168, в).

На рис. 168, а показано фактическое распределение удельных давлений: ab и ed — сопротивление металла k при плоской равномерной деформации до и после обжатия. Точка c указывает величину максимального давления, площадь $abcde$ характеризует суммарное давление прокатки на единицу ширины металла. Площадь $abde$ характеризует составляющую P_0 суммарного давления, возникающую в результате основного сопротивления металла деформации, а площадь bcd — дополнительную силу, возникающую в результате трения.

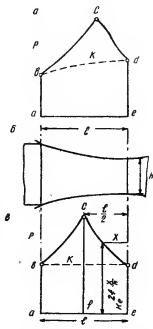


Рис. 168. Кривая распределения удельного давления по дуге захвата

² R. B. Sims, J. A. Place, A. D. Morley, Engineering, 1952, v. 173, p. 116.

³ Это допущение может быть оправдано только для металла, вовсе лишенного упругих свойств. Расход энергии на упругую часть деформации, естественно, возрастает с увеличением дробности обработки. Если же учитывать тепловые явления, то их зависимость от дробности деформации особенно велика, причем влияние их на суммарный расход энергии может быть весьма заметным. Прим. ред.

Оровэн и Паскоэ⁴ показали, что удельное давление изменяется от нейтральной точки до выхода из валков согласно уравнению

$$p = ke^{\frac{2f}{h}x}. \quad (1)$$

Чтобы по возможности упростить метод подсчета, примем, что уравнение (1) действительно для обоих участков дуги захвата (до и после нейтральной точки) и что сопротивление деформации k постоянно вдоль щели валков. Тогда кривая удельного давления примет вид, указанный на рис. 168, *в*, и суммарное давление можно будет подсчитать по уравнению

$$P_c = 2kB \int_0^{\frac{l}{2}} e^{\frac{2f}{h}x} dx. \quad (2)$$

После интегрирования получим

$$P_c = \frac{kBh}{f} (e^{\frac{fl}{h}} - 1). \quad (3)$$

К аналогичному уравнению пришел Стоун⁵. Площадь $abde$ (рис. 168, *в*) равна kl ; тогда

$$\frac{P_c}{P_0} = \frac{h}{fl} (e^{\frac{fl}{h}} - 1). \quad (4)$$

Если $P_{01}, P_{02} \dots P_{0n}$ соответствуют 1-, 2- и n -му проходам, $u_1, u_2 \dots u_n$ — суммарное обжатие за один, два... n проходов, а P_{0i} — давление за проход с обжатием u_n , то¹

$$\begin{aligned} \frac{P_{01} \sqrt{u_1}}{100 - u_1} + \frac{P_{02} \sqrt{u_2 - u_1}}{100 - u_2} + \dots + \frac{P_{0n} \sqrt{u_n - u_{n-1}}}{100 - u_n} = \\ = \frac{P_{0s} \sqrt{u_n}}{100 - u_n}. \end{aligned} \quad (5)$$

Из (4) и (5) следует, что

$$\frac{P_{c1}}{h_1} \frac{\sqrt{u_1}}{fl_1 (e^{\frac{fl_1}{h_1}} - 1)} + \frac{P_{c2}}{h_2} \frac{\sqrt{u_2 - u_1}}{fl_2 (e^{\frac{fl_2}{h_2}} - 1)} + \dots$$

⁴ E. Orowan, K. J. Pascoe, Iron a. Steel Inst., Special Report, 1946. v. 46, p. 124—146.

⁵ M. D. Stone, Iron a. Steel Engr., 1953, v. 30, № 2, p. 61—74, а также ч. VI, с. 236.

$$\begin{aligned} \dots + \frac{P_{c_n}}{\frac{h_n}{f l_n} (e^{\frac{h_n}{f l_n}} - 1)} \frac{\sqrt{u_n - u_{n-1}}}{100 - u_n} = \\ = \frac{P_{c_s}}{\frac{h_n}{f l_n} \left(e^{\frac{h_n}{f l_n}} - 1 \right)} \frac{\sqrt{u_n}}{100 - u_n}, \end{aligned} \quad (6)$$

где l_n — длина проекции хорды при обжатии за проход u_n .

Можно доказать, что

$$\begin{aligned} \frac{l_1}{h_1} &= 100 \sqrt{\frac{D}{200H}} \frac{\sqrt{u_1}}{100 - u_1} = cb_1, \\ \frac{l_2}{h_2} &= 100 \sqrt{\frac{D}{200H}} \frac{\sqrt{u_2 - u_1}}{100 - u_2} = cb_2 \text{ и т. д.} \\ \frac{l_n}{h_n} &= 100 \sqrt{\frac{D}{200H}} \frac{\sqrt{u_n}}{100 - u_n} = cb'_n. \end{aligned}$$

Тогда уравнение (6) можно упростить:

$$\begin{aligned} \frac{P_{c_1}}{\frac{e^{fcb_1} - 1}{fcb_1}} b_1 + \frac{P_{c_2}}{\frac{e^{fcb_2} - 1}{fcb_2}} b_2 \dots + \frac{P_{c_n}}{\frac{e^{fcb_n} - 1}{fcb_n}} b_n = \\ = \frac{P_{c_s}}{\frac{e^{fcb'_n} - 1}{fcb'_n}} b'_n. \end{aligned} \quad (7)$$

При помощи этого уравнения и кривой P_{c_s} в функции от u_n , полученной на каком-либо стане при прокатке в один проход, можно подсчитать давления по проходам P_{c_1}, P_{c_2}, \dots , получающиеся, если катать с тем же самым суммарным обжатием. Но так как для расчетов необходима кривая вплоть до 60—80%, что практически невозможно получить за один проход, особенно при прокатке тонких лент, то можно построить соответствующую кривую, пользуясь уравнением (7) и P_{c_1}, P_{c_2}, \dots , полученными опытным путем для серии последовательных проходов. Это означает, что необходимо измерить давление для серии 20%-ных обжатий за проход вплоть до получения суммарного обжатия 60—80% и дополнительно измерить давления в первых проходах для нескольких обжатий меньше 50%. Измеренные давле-

ния для последовательных проходов совместно с соответствующими значениями c , b_1 , b_2 , ..., b_n , подставляют в уравнение (7), применяя несколько значений f , до тех пор, пока не получится хорошего совпадения P_{c_s} с измеренными величинами. Полученная таким образом кривая $P_{c_s} - u_n$ совместно с соответствующим f может быть использована для подсчетов давления при любой последовательности проходов.

В табл. 21 приведен числовой пример подсчета для построения кривой давления для 1-го прохода. Подсчет сделан для прокатки отожженной медной ленты размером $75 \times 0,445$ мм на стане 210×250 мм, причем f принято равным 0,06, а c равным 154.

Рис. 169, на котором приведена расчетная кривая и нанесены точки, полученные из экспериментов, показывает хорошее совпадение расчетных и опытных данных.

В табл. 22 на примере той же медной ленты показан метод подсчета давления при 30%-ных обжатиях за проход. Из сопоставления цифр последних

двух граф следует, что расчетные данные очень близки к фактическим.

На основании многочисленных расчетов, аналогичных приведенным в табл. 21 и 22, но с частными обжатиями 20%, были построены кривые давления для 1-го прохода для всех исследованных условий прокатки, причем коэффициент трения подбирали так, чтобы максимально сблизить расчетные и опытные данные. Из

этих расчетов следует, что $f = 0,03 \div 0,07$ при прокатке электролитической меди и $0,04 \div 0,16^6$ при прокатке латуни Л70. На рис. 170 показано изменение коэффициента трения f в зависимости от $\frac{H}{D}$.

Пользуясь данными кривой 1-го прохода (рис. 169) и значением f из рис. 170, по уравнению (7) подсчитали большое число

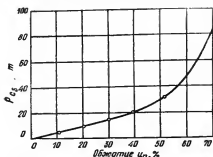


Рис. 169. Экспериментальные точки и расчетная кривая для первого прохода при прокатке на стане 210 мм отожженной меди размером $75 \times 0,445$ мм

⁶ По существу дело сводилось к подбору фиктивных значений коэффициента трения, приводящих в соответствие опытные данные и результаты расчетов по методу авторов, который может быть оценен только как очень условный и, следовательно, — неточный. Прим. ред.

Таблица 21

Построение кривой 1-го прохода при прокатке отожженной медной ленты размером $75 \times 0,445$ мм
($D = 210$ мм)

n	$\sqrt{\frac{100-n}{n-n-1}} = b$	fcB_n	$\frac{e^{fcB_n-1}}{fcB_n} = E_n$	$P_{cn}, \text{ м}$	$\frac{P_n}{E_n} = P_{on}, \text{ м}$	$\frac{P_{on} \sqrt{100-n}}{100-n} = B_n$	Сумма	$\frac{100-n}{100-n-1}$	$\frac{P_{on} \sqrt{100-n}}{100-n-1}$	$\frac{B_n}{\text{Сумма}} = P_{cs}$	fcB_n	$\frac{e^{fcB_n-1}}{fcB_n} = E_n$	$E_n P_{cs} = P_{cs}$
20,0	0,0559	0,517	1,31	9,9	7,56	0,0559	0,422	0,562	0,0559	7,56	0,517	1,31	9,9
34,9	0,0594	0,549	1,33	12,6	9,46	0,0594	0,984	0,562	0,0594	10,8	0,841	1,57	17,0
48,3	0,0719	0,655	1,41	18,2	12,9	0,0719	1,899	0,915	0,1345	14,0	1,24	1,98	27,7
59,8	0,0845	0,780	1,52	23,3	15,3	0,0845	3,196	1,397	0,1920	16,6	1,775	2,76	45,9
67,8	0,0879	0,810	1,54	24,4	15,8	0,0879	4,589	1,393	0,2553	17,9	2,365	4,08	73,0

Таблица 22

Подсчет давлений прокатки при 30%-ном обжатии за проход отожженной медной ленты размером $75 \times 0,445$ мм
($D = 210$ мм)

n	$\sqrt{\frac{100-n}{n-n-1}} = b$	fcB_n	$\frac{e^{fcB_n-1}}{fcB_n} = E_n$	$\frac{100-n}{n-n-1} = B_n$	fcB_n	$\frac{E_n}{P_{cs}} = P_{cs}$	$\frac{P_{cs} \sqrt{100-n}}{100-n}$	Разность чисел прежнейшей графы	$\frac{\Delta(100-n)}{\sqrt{100-n-1}} = P_{on}$	$E_n \cdot P_{on} = P_{cn}, \text{ м}$	$P_{измер}, \text{ м}$
30,3	0,0790	0,730	1,47	0,0790	0,730	9,8	0,775	0,775	9,80	14,4	13,8
50,3	0,0900	0,832	1,56	0,1425	1,32	14,5	2,065	1,290	14,35	22,4	23,8
62,9	0,0958	0,885	1,60	0,2135	1,97	17,5	3,74	1,675	17,5	28,0	27,3

типичных кривых давления P для различных случаев прокатки. Часть этих кривых приведена на рис. 171, где они сопоставлены с соответствующими опытными кривыми. Хорошее совпадение тех и других подтверждает целесообразность применения этого

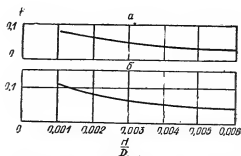


Рис. 170. Коэффициент трения меди (а) и латуни (б) в зависимости от $\frac{H}{D}$

простого метода подсчета давления для различных условий прокатки. Однако, для того чтобы подсчитать давление для данного металла, диаметра валков и толщины ленты, необходимо иметь кривую первого прохода, построенную на основании опытных данных, полученных при прокатке на каком-либо одном стане. Чтобы иметь возможность применить эту кривую к валкам любого диаметра, проведем, согласно предложению Форда⁷, размерный анализ⁸.

Размерный анализ данных по давлению прокатки

При постоянных условиях трения на контактных поверхностях ($f = \text{const}$) можно произвести безразмерную группировку следующих переменных⁹:

$$K = P^a D^b B^c \sigma^d H^e, \quad (8)$$

где σ — сопротивление металла равномерной деформации.

Экспоненты у всех переменных уравнения (8) неизвестны.

⁷ H. Ford, J. West Scott and Iron a. Steel Inst., 1944—1945, v. 52, June, p. 59.

⁸ Здесь и дальше авторы имеют в виду применение моделирования к различным вопросам процесса прокатки. *Прим. ред.*

⁹ W. C. Johnson, Mathematical and Physical Principles of Engineering Analysis, 1944, p. 224.

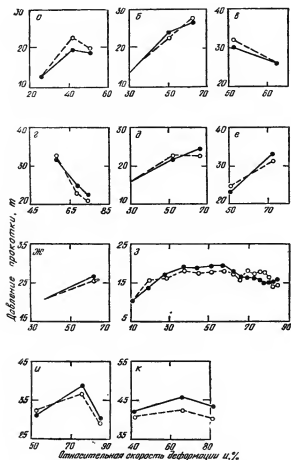


Рис. 171. Измеренные (—) и расчетные (---) давления при прокатке отожженной медной ленты шириной $B = 75$ мм на вальках 210 мм:

$a - H = 0,25$ мм, разные обжатия за проход; $б - H = 0,46$ мм; 30%; $в - H = 0,46$ мм, разные; $г - H = 0,64$ мм, разные; $д - H = 0,9$ мм, 30%; $е - H = 0,9$ мм, 50%; $ж - H = 1,27$ мм, 40%; $з - H = 2,54$ мм, 10%; $и - H = 2,54$ мм, 50%; $к - H = 5,10$ мм, 40%.

Размерность коэффициента K :

$$K = \left(\frac{ML}{t^2} \right)^a L^b \cdot L^c \left(\frac{M}{L^2} \right)^d \cdot L^e, \quad (9)$$

где M — масса; L — длина и t — время.

Для того чтобы коэффициент K был безразмерный, сумма экспонент каждого из элементов уравнения (9) должна быть равной 0:

Для M $a + d = 0$; (10)

» L $a + b + c - d + e = 0$; (11)

» t $-2a - 2d = 0$. (12)

Если эти требования будут удовлетворены, то безразмерная группировка будет осуществлена, но так как в уравнениях (10) — (12) имеется пять неизвестных, то зададимся тремя из них и затем получим два остальных⁹.

Пусть $a = 1$; $b = 0$; $c = 0$, тогда $d = -1$; $e = -2$.

При этом

$$K_1 = \frac{P}{\sigma H^2}. \quad (13)$$

Если задаться, что $a = 0$; $b = 1$; $c = 0$, то $d = 0$; $e = -1$.

При этом

$$K_2 = \frac{D}{H}. \quad (14)$$

Чтобы ввести B в группировку, примем $a = 0$; $b = 0$; $c = 1$; тогда $d = 0$; $e = -1$

и

$$K_3 = \frac{B}{H}. \quad (15)$$

Скомбинировав уравнения (13) — (15), получим безразмерную группировку:

$$K_1 = \varphi(K_2, K_3)$$

или

$$\frac{P}{\sigma H^2} = \varphi\left(\frac{D}{H}, \frac{B}{H}\right),$$

или

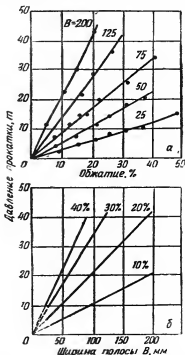
$$\sigma H^2 = \varphi'\left(\frac{H}{D}, \frac{H}{B}\right). \quad (16)$$

Этот анализ указывает, что при $f = \text{const}$ отношение $\frac{\sigma H}{P}$ является функцией $\frac{H}{D}$ и $\frac{H}{B}$ и, следовательно, если для какого-либо стана необходимые величины были выражены в виде соответствующей функции давления, то полученные кривые можно

применять для определения давления на станах с валками другого диаметра.

Если $\frac{H}{B} = \text{const}$, то $\frac{\sigma H^2}{P}$ можно выразить только в функции $\frac{H}{D}$. Но для того чтобы $\frac{H}{B}$ было постоянным, ширина полос должна меняться в зависимости от их исходной толщины. Однако эксперименты значительно упрощаются, если все образцы одной ширины. Поэтому обычно принимают, что давление пропорционально ширине. Это подтверждается опытами Люэга и Помпа¹⁰, а также специально проведенным измерением давления при прокатке на стане 210 мм отожженной латунной ленты (Л170) размерами $H = 1,27$ мм;

Рис. 172. Влияние ширины полосы на давление при прокатке латуни (Л170), $H = 1,27$ мм



$B = 25; 50; 75; 125$ и 200 мм с обжатиями за проход 10; 20; 30 и 40% (рис. 172). Из рис. 172 видно, что для $B = 25 \div 200$ мм давление прямо пропорционально ширине, поэтому P для полос различной ширины можно подсчитать на основании данных для какого-либо одного B ¹¹.

¹⁰ W. Lueg, A. Pomp, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1953, В. 17, Н. 20, 219—230, а также ч. III, с. 270—273.

¹¹ В широком диапазоне ширин прямой пропорциональности давления от ширины не наблюдается и точность рекомендации автором утрачивается. *Прим. ред.*

*Применение размерного анализа для опытных данных,
полученных на стане 210 мм*

Так как для данного металла в определенных условиях сопротивление деформации, соответствующее заданному процентному обжатию за проход, является величиной постоянной, для упрощения размерного анализа вместо уравнения (16) напомним

$$\frac{H^2}{P} = \varphi^* \left(\frac{H}{D}, \frac{H}{B} \right). \quad (17)$$

Чтобы выразить $\frac{H^2}{P}$ только в функции $\frac{H}{D}$, необходимо $\frac{H}{B}$ выдерживать постоянным и это было сделано для $\frac{H}{B} = 0,0167$, что соответствует ленте размером $75 \times 1,27$ мм. Данные о давлении P , для медной отожженной ленты шириной $B = 150$ мм были взяты из кривых для 1-го прохода. Результаты подсчетов величины $\frac{H^2}{P_{cs}}$ представлены в виде семейства кривых на рис. 173 и 174.

*Конструирование кривой первого прохода для ленты
любой толщины и валков любого диаметра*

На основании семейства кривых рис. 173 и 174 можно построить кривую 1-го прохода для ленты любой толщины и валков любого диаметра и по ней подсчитать давление прокатки для любой схемы обжатий, пользуясь уравнением (7).

Поясним это на примере прокатки на стане 400 мм латунной ленты размером 610×5 мм. В данном случае $\frac{H}{D} = \frac{5}{400} = 0,0125$ и соответствующие данные для $\frac{H^2}{P_{cs}}$ при частных обжатиях от 10 до 70% можно получить из рис. 174. Так как $H=5$ мм, а $H^2=25$ мм, то $P_{cs} = \frac{25}{H^2/P_{cs}}$.

Эта величина приведена в 3-й графе табл. 23.

Так как рис. 174 составлен для $\frac{H}{B} = 0,0167$, т. е. $B = \frac{5}{0,0167} = 300$, то данные 4-й графы, служащие для построения кривых 1-го прохода, представляют собой удвоенную величину графы 3-й.

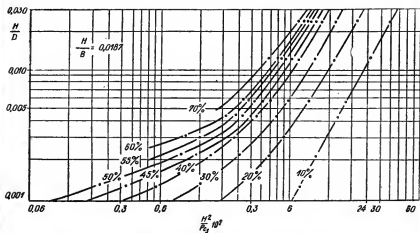


Рис. 173. Данные конструирования кривых 1-го прохода при прокатке отожженной меди

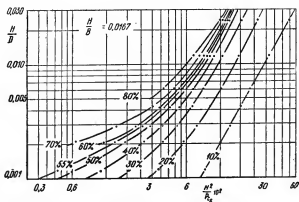


Рис. 174. Данные для конструирования кривых первого прохода при прокатке отожженной латуни Л170

Таблица 23

Метод построения кривой первого прохода.
Отожженная лентуль J170 размером 600×5 мм
 $D = 400$ мм

Обжатие %	$\frac{H^2}{P_{cs}} (\times 10^3)$ из рис. 174	$P_{cs} = \frac{25}{H^2/P_{cs}}$ для $B=300$ мм т	Давление при $B = 600$ мм т
10	25,5	98	196
20	13,7	182	364
30	9,4	265	530
40	7,2	348	696
50	5,8	430	860
60	4,9	507	1014
70	4,2	593	1186

Правильность размерного анализа

Форд¹² произвел многочисленные замеры давления при прокатке на стане 250 мм медной ленты толщиной $H = 2,5$ мм при зеркальной поверхности валков. Исследуя механические свойства ленты, он обнаружил, что при намотке она наклепывается на величину, соответствующую 4%-ному обжатию, поэтому была внесена соответствующая поправка на наклеп путем увеличения исходной толщины ленты на 4%. Затем, на основании данных рис. 173, была построена кривая 1-го прохода. По данным этой кривой и с учетом $f = 0,03$ были подсчитаны давления для обжатий 5; 10; 20 и 30% за проход и сопоставлены с опытными данными Форда (рис. 175), откуда видно хорошее совпадение расчетных и опытных кривых. Форд¹² измерял давление при прокатке отоженной малоуглеродистой стальной ленты размерами $75 \times 2,5$ мм на стане $D = 250$ мм. Аналогичный материал 30×2 мм Люэг и Помп¹³ прокатывали на валках диаметром $D = 46; 60; 93$ и 185 мм. В обоих случаях прокатку вели всухую, и условия трения были примерно одинаковыми. Данные Люэга и Помпа соответствовали различным $\frac{H}{D}$ и поэтому они были проанализированы так, как было описано выше. В результате были получены кривые, аналогичные приведенным на рис. 173 и 174. При их помощи были подсчитаны давления при прокатке на валках 250 мм ленты $H = 2,5$ мм в один проход с обжатием

¹² H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, p. 115—143.

¹³ W. Lueg, A. Pomp, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1935, B. 17, H. 5, S. 63—76; а также ч. III, с. 264—268.

10; 20; 30; 40 и 50% и сопоставлены с опытными данными Форда¹² (рис. 176). Обе кривые хорошо совпадают.

Аналогичное хорошее совпадение получилось при сопоставлении расчетных величин давления, основанных на указанных выше данных Люэга и Помпа¹³, с опытными, полученными Люэгом и Шульце¹⁴ при прокатке ленты $15 \times 0,5$ мм на валках $D = 10$ мм.

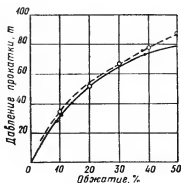
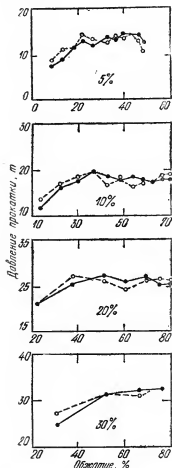


Рис. 176. Сравнение опытных данных Форда (—) с расчетными, полученными на основании опытов Люэга и Помпа (---).

Рис. 175. Сравнение опытных данных Форда для валков $D = 250$ мм (—) с расчетными (---), основанными на исходных величинах, полученных автором при прокатке медной ленты $75 \times 2,5$ мм ($D = 210$ мм).

Опытные данные автора, полученные на валках $D = 350$ мм, также давали хорошее совпадение с рассчитанными при помощи кривых рис. 173 и 174 ($D = 210$ мм).

¹⁴ W. Lueg, F. Schultze, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1940, B. 22, H. 7, S. 93—108, а также ч. IV, с. 308—315.

32. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНЫХ ДАВЛЕНИЙ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ*

Основные уравнения из теории Зибеля

В теории Зибеля¹, а также Кармана² сделаны следующие допущения: 1) металл не уширяется, что имеет место, когда $\frac{h}{B}$ мало; 2) коэффициент трения между металлом и валками постоянен по всей дуге контакта; 3) плоские перед прокаткой сечения металла остаются такими же и после прокатки; 4) валки упруго не деформируются; 5) упругая деформация металла незначительна, поэтому ею пренебрегают, металл считается однородным; 6) при прокатке действительно уравнение пластичности

$$k_f = p_y - \sigma; \quad (1)$$

7) сопротивление металла при плоском сжатии k_f постоянно по дуге захвата, так как изменение скорости по этой дуге не влияет на его величину; 8) окружная скорость валков постоянна.

Зибель ввел понятие о «холме трения», а Карман — об эффекте накопления горизонтальных сил — кумулятивном действии.

Горизонтальная сила по Зибелю³

$$P_x = p \int_0^x (\operatorname{tg} \beta \pm \operatorname{tg} \varphi) dx, \quad (2)$$

а критический угол⁴

* G. S. Mican, A New Theory of Hot Rolling, Iron Steel Engr., 1964, v. 31, № 5, p. 55—79. Реф. Stahl u. Eisen, 1956, B. 76, № 6, S. 350—352. Здесь реф. Я. Галлая.

¹ E. Siebel, Zeitschrift für angewandte Mathematik u. Mechanik, 1926, B. 6, H. 2, S. 174—176.

² T. Kármán, Zeitschrift für angewandte Mathematik u. Mechanik, 1925, B. 5, H. 2, S. 139—141, а также ч. II, с. 62—65.

³ E. Siebel, A. Pomr. Mitt. K-W-Inst. Eisenforsch., 1929, H. 4, S. 73—85, а также ч. II, с. 74—80.

⁴ Преобразуя (3), получаем

$$\sin \gamma = \frac{\sin \frac{\alpha}{2}}{2} \left(1 - \frac{2 \sin^2 \frac{\alpha}{2}}{\operatorname{tg} \beta \cdot \sin \alpha} \right),$$

что после перехода к дугам дает

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\frac{\alpha^2}{2}}{\beta \cdot \alpha} \right) = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right).$$

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} \left[1 - \frac{1 - \cos \alpha}{\operatorname{tg} \beta \sin \alpha} \right]. \quad (3)$$

Решая уравнение (2) для I и II областей дуги захвата и разделив на толщину металла в данном сечении h_φ , чтобы получить продольное напряжение σ , находим

$$\sigma_I = \frac{P_{xI}}{h_\varphi} = \frac{p R [f(\sin \alpha - \sin \varphi) - (\cos \varphi - \cos \alpha)]}{H - 2R(\cos \varphi - \cos \alpha)}; \quad (4)$$

$$\sigma_{II} = \frac{P_{xII}}{h_\varphi} = \frac{p R [f \sin \varphi + (1 - \cos \varphi)]}{H - 2R(\cos \varphi - \cos \alpha)}. \quad (5)$$

Вертикальное удельное давление

$$p_y = p(\cos \varphi \pm f \sin \varphi). \quad (6)$$

Подставляя (4), (5) и (6) в (1) и преобразуя, получаем для области I:

$$\frac{p}{k_f} = \frac{1}{(\cos \varphi + f \sin \varphi) - \frac{R [f(\sin \alpha - \sin \varphi) - (\cos \varphi - \cos \alpha)]}{H - 2R(\cos \varphi - \cos \alpha)}}; \quad (7)$$

для области II:

$$\frac{p}{k_f} = \frac{1}{(\cos \varphi - f \sin \varphi) - \frac{R [f \sin \varphi + (1 - \cos \varphi)]}{H - 2R(\cos \varphi - \cos \alpha)}}. \quad (8)$$

В этом сокращенном виде формула была предложена и подробно проанализирована Иг. М. Павловым в 1932 г. Более точная формула была тогда же дана Иг. М. Павловым в виде:

$$\sin \gamma = \sin \frac{\alpha}{2} \frac{\sin \left(\beta - \frac{\alpha}{2} \right)}{\sin \beta}.$$

Формула подобного рода была выведена Эжелундом в 1927 г.:

$$\sin \gamma = \frac{\cos(\beta - \alpha) - \cos \beta}{2 \sin \beta},$$

или после сделанного им упрощения

$$\gamma \approx \frac{\alpha}{2} - \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{2} \right)^2.$$

Если считать, что $f = \beta$ (вместо $f = \operatorname{tg} \beta$), то получим

$$\gamma \approx \frac{\alpha}{2} - \frac{1}{\beta} \frac{\alpha^2}{2} = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2\beta} \right).$$

Прим. ред.

Кривые распределения удельных давлений по дуге захвата, построенные на основании этих уравнений, не учитывают кумулятивного эффекта (подпирающего влияния) горизонтальных сил.

Применение уравнений Прандтля⁵

Горизонтальная сила P_{xI} , действующая на некоторую вертикальную плоскость в области I дуги захвата, выражается числителем уравнения (4). Положение этой плоскости может быть охарактеризовано углом φ_I . Соответственно для области II имеем P_{xII} , уравнение (5) и угол φ_{II} . Дуга между граничными плоскостями одинаковых, но противоположных по направлению горизонтальных сил обозначится углом $(\varphi_I - \varphi_{II})$. Всегда можно выбрать произвольный угол $\varphi_I - \varphi_{II}$ и определить значения φ_I и φ_{II} так, чтобы горизонтальные силы P_{xI} и P_{xII} были равны. Возьмем, например, произвольную дугу $\varphi_I - \varphi_{II} = f\alpha$. Тогда $P_{xI} = P_{xII}$. Приравняв (4) и (5) и подставляя вместо φ соответственно φ_I и φ_{II} , получим после преобразований

$$f \sin \varphi_{II} = C - f \sin \varphi_I - \cos \varphi_I + \cos \varphi_{II}, \quad (9)$$

где

$$C = f \sin \alpha + \cos \alpha - 1.$$

Если положить $f=0,4$, а $\alpha=10,065^\circ$, то $\varphi_I - \varphi_{II} = f\alpha = 4,026^\circ$.

Исходя из этого получим два реальных значения $\varphi_{II} = 2,275^\circ$ и $\varphi_I = 6,301^\circ$. Тогда $\varphi_I = 6,301^\circ$ и $\varphi_I = 10,326^\circ$ (последняя величина нереальна). Откуда окончательно $\varphi_I = 6,301^\circ$ и $\varphi_{II} = 2,275^\circ$.

Следовательно, металл, находящийся в щели валков между двумя вертикальными плоскостями, определенными углами φ_I и φ_{II} (рис. 177), подвергается воздействию горизонтальных сил, накапливающихся у этих плоскостей, что схематически представлено на рис. 177 в виде плит, действующих от гидравлических поршней. Так как плиты и металл между ними «прилипают» к валкам, в том смысле, как это понимает Прандтль, его уравнение непосредственно может быть применено для определения характера распределения нормальных давлений по дуге $\varphi_I - \varphi_{II}$, отражающих накопление горизонтальных давлений, действующих на вертикальные плоскости, соответствующие φ_I и φ_{II} .

Для случая сжатия пластичной массы между двумя параллельными шероховатыми плитами (рис. 178) распределение напряжений, как установил Прандтль, характеризуется следующими уравнениями.

⁵ L. Prandtl, Zeitschrift für angewandte Mathematik u. Mechanik, 1923, В. 6.

Вертикальное удельное давление

$$q' = C + \frac{k_f}{a} x. \quad (10)$$

Горизонтальное удельное давление

$$t' = C + \frac{k_f}{a} x - k_f \sqrt{1 - 4y^2/a^2}. \quad (11)$$

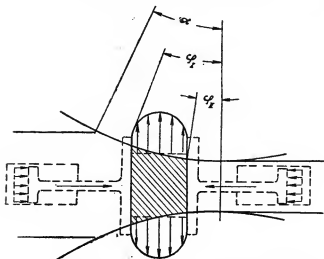


Рис. 177. Схема реактивных вертикальных напряжений, возникающих от действия на вертикальные плоскости, определяемые углами φ_I и φ_{II} , кумулятивных горизонтальных сил

Скалывающее напряжение в вертикальной или горизонтальной плоскости

$$\tau = - \frac{k_f}{a}, \quad (12)$$

где C находится из граничных условий:
при $x = t$ величина $q = 0$, тогда

$$C = \pm \frac{k_f}{a} t. \quad (13)$$

Для того чтобы применить вышеприведенные уравнения Прандтля к случаю прокатки, следует повернуть рис. 178 на 90° , как это показано на рис. 179. При этом плиты пресса будут соответствовать плоскостям, отвечающим углам φ_I и φ_{II} ⁶.

⁶ Автор данной статьи не учитывает влияния внешних частей полосы.
Прим. ред.

В случае прокатки (рис. 179)

$$a = R (\sin \varphi_I - \sin \varphi_{II}) ; \quad (14)$$

$$\begin{aligned} 2m &= H - 2R [(1 - \cos \alpha) - (1 - \cos \varphi_m)] = \\ &= H - 2R [\cos \varphi_m - \cos \alpha]. \end{aligned} \quad (15)$$

Определим $\cos \varphi_m$.

$$R \sin \varphi_m = R \sin \varphi_{II} + \frac{a}{2} ;$$

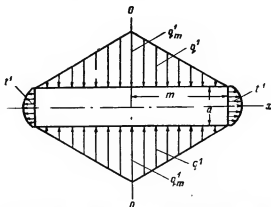


Рис. 178. Сжатие пластичного материала между двумя параллельными шероховатыми плитами — основное условие Прандтля

$$\begin{aligned} \sin \varphi_m &= \sin \varphi_{II} + \frac{a}{2R} = \sin \varphi_{II} + \\ &+ \frac{\sin \varphi_I - \sin \varphi_{II}}{2} = \frac{\sin \varphi_I + \sin \varphi_{II}}{2} ; \\ \cos \varphi_m &= \sqrt{1 - \frac{(\sin \varphi_I + \sin \varphi_{II})^2}{4}}. \end{aligned} \quad (16)$$

Подставив (16) в (15) и преобразовав, получим

$$m = R \left[\frac{H}{2R} + \cos \alpha - \sqrt{1 - \frac{(\sin \varphi_I + \sin \varphi_{II})^2}{4}} \right]. \quad (17)$$

Введем некоторое приближение, принимая вместо h_1 и h_2 (рис. 179) высоты $2m$ и считая, что среднее напряжение

$$\sigma = \frac{\sigma_I + \sigma_{II}}{2}. \quad (18)$$

Учитывая действие обоих валков, получаем

$$2\sigma = \sigma_I + \sigma_{II}.$$

Из (10), рис. 178 и граничных условий следует, что при $x = 0$

$$q'_m = \frac{k_f m}{a}. \quad (19)$$

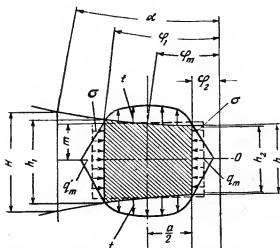


Рис. 179. Применение уравнения Прайдтля к условиям прокатки при наличии кумулятивных горизонтальных напряжений по дуге контакта (путем поворота осей на 90°)

С другой стороны, максимальное эквивалентное напряжение согласно рис. 179:

$$q_m = 2 \cdot 2\sigma = 4\sigma. \quad (20)$$

Так как t (рис. 179) переменное кумулятивное напряжение соответствует t^I на рис. 178, то

$$\frac{q_m}{q'_m} = \frac{t}{t'}, \quad (21)$$

где t' получаем из (11):

$$t' = k_f \sqrt{1 - 4 \frac{y^2}{a^2}}. \quad (22)$$

Если рис. 178 повернуть на 90° , то величину y на рис. 179 придется обозначить через x , откуда (22) запишется:

$$t' = k_f \sqrt{1 - 4 \frac{x^2}{a^2}}. \quad (23)$$

Здесь x — расстояние от середины a до каждой из вертикальных плоскостей, определяемых углами φ_1 и φ_{II} .

Подставляя (19), (20) и (23) в (21), получаем

$$t = \frac{4 \sigma a}{m} \sqrt{1 - 4 \frac{x^2}{a^2}}. \quad (24)$$

В уравнениях распределения удельных давлений по дуге захвата (7) и (8) величина p , отнесенная к k_f , характеризует радиальное удельное давление. Если аналогично значения t представить как отношения переменных кумулятивных радиальных напряжений к сопротивлению металла при плоском сжатии k_f , то получим:

$$\frac{t_r}{k_f} = \frac{4 \sigma a}{k_f m} \sqrt{1 - 4 \frac{x^2}{a^2}}. \quad (25)$$

Для любых f и $\frac{H}{l_d}$ можно по уравнению (25) найти максимальное значение $\frac{t}{k_f}$ (при $x = 0$).

Эту величину можно определить для серии дуг ($\varphi_I - \varphi_{II}$), лежащих внутри дуги захвата, путем подстановки в уравнение (25) ряда значений величины a . Подсчитанные таким образом значения $\frac{t}{k_f}$ представлены на рис. 180 в функции угла φ_1 , откуда можно определить максимальное значение $\frac{t}{k_f}$ и соответствующее ему максимальное значение φ_I .

Построение диаграмм распределения удельных давлений

На рис. 181 показан порядок построения диаграммы распределения удельных давлений по дуге захвата для случая прокатки на толстолистовом стане $D = 1320$ мм сляба с 48 на 28 мм (обжатие 42%). Коэффициент трения был принят $f = 0,4$.

Основная кривая I построена по уравнениям (7) и (8) при различных значениях φ и представляет удельные давления (выраженные в виде $\frac{p}{k_f}$), вызванные только силами трения без кумулятивного (накапливающего) эффекта этих сил. Влияние кумулятивных горизонтальных сил было определено между раз-

личными дугами $\varphi_I - \varphi_{II}$ при помощи уравнения (25) и представлено в виде величин $\frac{p}{k_f}$, которые откладывались вверх от основной кривой I и располагались между точками пересечения с ней плоскостей φ_I и φ_{II} (кривые 2—5). Дуга для кривой 5, соответствующая максимуму значений модифицированной кривой

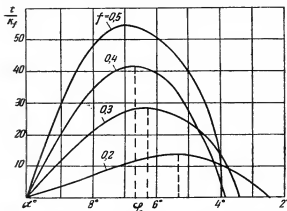


Рис. 180. Кривые определения величины дуги, при которой кумулятивные силы t/k_f достигают максимума, $\alpha = 10,065^\circ$; $H/l_d = 0,42$

Прандтля, была определена из рис. 180. Суммарная кривая нормальных удельных давлений b была получена путем проведения линий, касательных к серии модифицированных кривых 2—5. Эта кривая имеет острую вершину, так как в основу были положены теории Зибеля и Кармана.

Оровэн⁷ принимает, что для всех случаев критерием угла, при котором начинается прилипание, является условие $f p = \frac{k_f}{2}$.

Можно полагать, что этот критерий применим лишь в случае прокатки с более или менее свободным уширением. Когда же уширение ограничено, условие прилипания выражается равенством $f p = k_f$.

Применительно к условиям прокатки, приведенным на рис. 181, имеем:

$$1) \quad f p = \frac{k_f}{2}; \quad \frac{p}{k_f} = \frac{1}{2f} = \frac{1}{2 \cdot 0,4} = 1,25; \quad (26)$$

$$2) \quad f p = k_f; \quad \frac{p}{k_f} = \frac{1}{f} = \frac{1}{0,4} = 2,5. \quad (27)$$

⁷ E. Orowan, Proceedings, Inst. of Mechanical Eng., 1943, v. 150, p. 140—167; а также ч. IV, с. 371—395.

Кривая 2, начинающаяся в точке a и заканчивающаяся в точке g , и кривая 3 — от точки b до точки e — построены по урав-

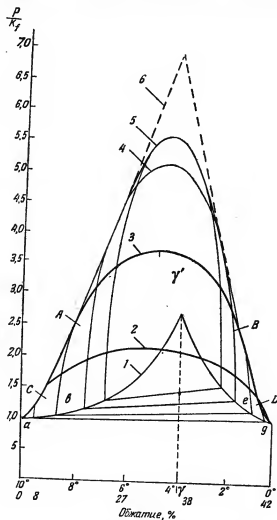


Рис. 181. Метод построения диаграммы теоретического распределения удельных давлений по дуге контакта $D = 1320$ мм, $\alpha = 10,065^\circ$, $H/l_d = 0,42$, $f = 0,4$

нению (25). В точках C и D $\frac{P}{k_f} = 1,25$; в точках A и B $\frac{P}{k_f} = 2,5$. По дуге валков между точками A и B происходит прилипание и,

следовательно, силы трения не действуют⁸. Поэтому для этой части дуги захвата кривая 3 характеризует нормальные удельные давления, вызванные только накапливающимися горизонтальными силами, действующими на вертикальные плоскости, соответствующие углам φ_I и φ_{II} . Кривая распределения удельных давлений по всей дуге захвата, когда $f\rho = k_f$, показана жирной линией; она начинается от оси ординат, включает в себя часть кривой 3 от A до B и заканчивается на линии выхода металла из валков ($\varphi = 0^\circ$). Соответствующая кривая удельных давлений при $f\rho = \frac{k_f}{2}$

также показана нижней жирной линией. Она идет от оси ординат, включает часть кривой 2 от C до D и заканчивается при $\varphi = 0^\circ$.

На рис. 181 показан угол γ' , соответствующий максимуму кривой 3. Он значительно больше критического угла γ , соответствующего пику кривой 1.

На рис. 182 приведены диаграммы удельных давлений, построенные на основании модифицированных кривых максимальных величин, полученных из уравнений Прандтля, как это было сделано при построении кривой 5 рис. 181. Было принято, что прилипание отсутствует.

Диаграммы построены для $D = 1320$ мм, $\alpha = 10,065^\circ$, $f = 0,4$ при различных $\frac{H}{l_d}$.

На рис. 183 приведены аналогичные диаграммы для случая прокатки широких слывов, т. е. когда уширение почти отсутствует, а поэтому, критерием прилипания является $f\rho = k_f$. Сравнивая рис. 182 и 183, видим, что кривые при $\frac{H}{l_d} = 1,0; 0,8$ и $0,6$ не изменились, а при $\frac{H}{l_d} = 0,5$ и $0,42$ стали значительно ниже и более пологими.

На рис. 184 приведены диаграммы для случаев прокатки узких слывов, т. е. когда уширение значительно, поэтому критерием прилипания является $f\rho = \frac{k_f}{2}$. Остальные условия аналогичны случаю рис. 182. Как видно из рис. 184, кривые очень низкие и пологие. Вот почему при одном и том же обжатии суммарное давление не пропорционально ширине металла.

⁸ Положение гораздо более сложно: отсутствует лишь скольжение, но действует трение покоя. Если придерживаться теории прилипания, то можно считать, что прилипание имеет вынужденный характер, в том смысле, что имеющиеся касательные силы не в состоянии осуществить скольжение, т. е. преодолеть трение покоя (на известном участке зева валков). *Прим. ред.*

Диаграммы на рис. 185 построены для прокатки широких плит при различных коэффициентах трения. Принято, что прилипание отсутствует. Кривые построены для максимальных значений, полученных из модифицированных уравнений Прандтля. С увеличением коэффициента трения максимальные значения удельных давлений возрастают.

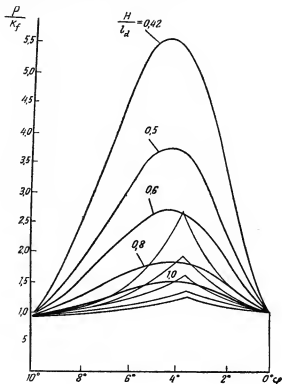


Рис. 182. Диаграммы удельных давлений при различных H/l_d , построенные на основании модифицированных кривых Прандтля. $D = 1320$ мм, $\alpha = 10,065^\circ$, $f = 0,4$

Диаграммы рис. 186 построены для тех же условий, но дополнительно принято, что критерием прилипания является $f p = k_f$. Вершины кривых возрастают при повышении f до 0,3 и падают при более высоких коэффициентах трения. Аналогичное явление было отмечено Поляковским⁹ при холодной осадке цилиндров.

⁹ N. H. Polakowski, J. Iron a. Steel Inst., 1949, v. 163, № 3, p. 250—276.

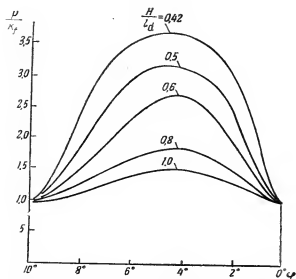


Рис. 183. То же, что на рис. 182, но критерием прилипания принято $\bar{p} = k_f$

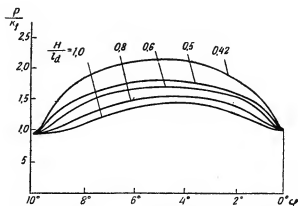


Рис. 184. То же, что на рис. 182, но критерием прилипания принято $\bar{p} = k_f/2$

Диаграммы рис. 187 построены для узких слябов и поэтому критерий прилипания принят $f p = \frac{k_f}{2}$. Остальные условия те же, что и для рис. 185 и 186. Так же, как и на рис. 186, кривые повы-

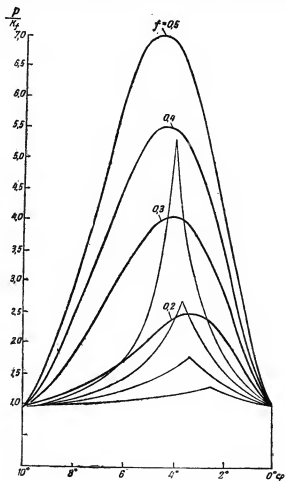


Рис. 185. Диаграммы удельных давлений при различных коэффициентах трения, построенные на основании модифицированных кривых Праудтля.
 $D = 1320$ мм, $\alpha = 10,065^\circ$, $H/l_d = 0,4$; $\Delta = 42\%$

шаются до $f=0,3$, а при больших его значениях падают. При $f=0,54$ по всей дуге контакта происходит прилипания, что подтверждается математическим анализом. Так как для условий

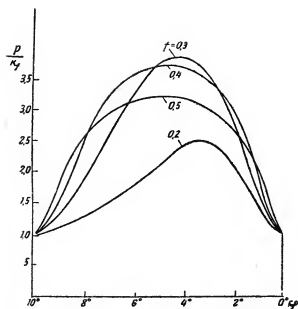


Рис. 186. То же, что на рис. 185, но критерием прилипания принято $f p = k_f$

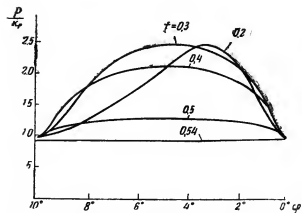


Рис. 187. То же, что на рис. 185, но критерием прилипания принято $f p = k_f/2$

прилипания по всей дуге контакта $\sigma=0$, то из (1) следует, что $p = k_f$. Тогда для этих условий из (7) вытекает:

$$\frac{p}{k_f} = \frac{1}{\cos \varphi + f \sin \varphi} = \frac{1}{\cos \alpha + f \sin \alpha} \quad (28)$$

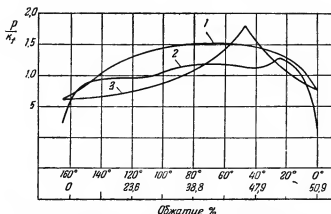


Рис. 188. Диаграммы удельных давлений при горячей прокатке стальной ленты ($k_f = 20 \text{ м/мм}^2$); $D = 180 \text{ мм}$, $B_1 = 22 \text{ мм}$, $B_2 = 29,3 \text{ мм}$, $H/l_d = 0,571$. Критерий прилипания $f_p = \frac{k_f}{2}$

1 — теоретическая кривая автора; 2 — опытная кривая Зибеля и Люэга; 3 — теоретическая кривая Зибеля

Из (26) и (28) получаем, что коэффициент трения, вызывающий полное прилипание по всей дуге контакта

$$f_n = \frac{\cos \alpha}{2 - \sin \alpha} \quad (29)$$

Подставив $\alpha = 10,065^\circ$, получим $f_n = 0,54$.

На рис. 188 приведены: кривая 1, рассчитанная описанным выше методом, опытная кривая 2, полученная Зибелем и Люэгом¹⁰, а также теоретическая кривая 3 по Зибелю¹¹.

¹⁰ E. Siebel, W. Lueg, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1933, B. 15, S. 1—14, Stahl u. Eisen, 1933, № 14, S. 346—352, а также ч. III, с. 89—98.

¹¹ В связи с разработкой в СССР методов непосредственного определения скольжения, в частности посредством «составного валкового торсиометра с разрезом» (Иг. М. Павлов, Дун Дэ-Юань, Научные доклады высшей школы, Металлургия, 1958, № 1, стр. 146—149), имеется возможность опытного исследования явления прилипания и соответствующих критериев. Равным образом возможно и значительно более широкое сопоставление теоретических кривых распределения давления по дуге контакта при прокатке с опытными кривыми. *Прим. ред.*

33. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ УДЕЛЬНЫХ ДАВЛЕНИЙ ПРИ БОЛЬШИХ УГЛАХ ЗАХВАТА *

Рассмотрим процесс прокатки в гладких валках без натяжений с искусственной задачей металла в валки, но при максимально возможном заполнении зева валков прокатываемым металлом, т. е. когда угол захвата α не только больше угла трения, но равен максимальному углу захвата при установившемся процессе.

Обозначим этот угол через α_y в отличие от обычного «естественного» максимального угла захвата при начале процесса α_3 равного углу трения. Процесс рассматриваем, полагая неизменными в пределах очага деформации истинное сопротивление деформации (предел текучести) σ_s и коэффициент трения f .

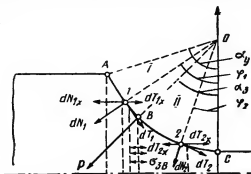


Рис. 189. Схема сил, действующих на элементарных площадках контактной поверхности при прокатке в гладких валках с максимальным заполнением зева валков

Делим очаг деформации на два участка (рис. 189). Первый участок соответствует дуге AB, т. е. от начала захвата до точки B, соответствующей углу α ; второй участок соответствует дуге BC. Так как во всех точках дуги захвата второго участка, т. е. по дуге BC углы захвата меньше угла трения, горизонтальные составляющие элементарных сил трения больше горизонтальных составляющих элементарных нормальных сил, т. е.

$$\frac{dT_{2x}}{dN_{2x}} = \frac{f}{\operatorname{tg} \varphi_2} > 1. \quad (1)$$

* И. Л. Перлин, К. К. Годерзян, Графоаналитическое исследование характера распределения давления по дуге захвата при прокатке в гладких валках. Сб. «Обработка металлов давлением», в. 3, Металлургиздат, 1954, с. 50—55.

Во всех точках дуги захвата первого участка (т. е. по дуге AB) все углы захвата больше угла трения, поэтому там имеется обратное соотношение, т. е.

$$\frac{dT_{1r}}{dN_{1r}} = \frac{f}{\operatorname{tg} \varphi_1} < 1 \quad (2)$$

(здесь φ_1 и φ_2 — текущие значения углов на первом и втором участках).

Поэтому металл на втором участке силами, действующими на контактной поверхности, затягивается в зев валков, а в первом, наоборот, выталкивается из него.

Однако выталкиванию препятствует целостность металла¹ и избыток вытягивающих сил второго участка, который уравнивает избыток выталкивающих сил первого участка. Это уравнивание исключает возможность образования зоны опережения, так как иначе можно было бы еще больше заполнить зев валков и тем самым увеличить фактический угол захвата за счет избыточных сил трения, создающих опережение. В результате во всех поперечных сечениях очага деформации неизбежно появление и наличие нормальных растягивающих напряжений, действующих по направлению прокатки, а не сжимающих, как это имеет место при обычных условиях прокатки, когда $\alpha < \alpha_3$.

На втором участке растягивающие силы являются активными, на первом — реактивными. Процесс на первом участке можно считать до некоторой степени аналогичным процессу волочения. Растягивающую силу X (на рис. 189 не показана), возникающую в направлении прокатки в сечении, проходящем через точку B , можно считать усилием волочения, вытягивающим металл участка I в зев валков. В соответствии с характером изменения величины избыточных сил трения сила X на втором участке, накапливаясь от сечения к сечению увеличивается от выходного сечения (точка C), где она, согласно граничному условию, равна нулю, до сечения, проходящего через точку B , достигая в этом сечении своей максимальной величины X_B и создавая в этом сечении некоторое растягивающее напряжение σ_{3B} меньшее истинного сопротивления деформации σ^f , так как в противном случае наступит условие, близкое к условию разрушения.

¹ При наличии «целостности» могут иметься смещения внутренних масс металла относительно наружных слоев с выдавливанием этих масс обратно из зева валков. Эти смещения могут быть исключены не только благодаря действию внутриметаллических связей («целостности»), лишь в некоторой мере противодействующих им, но главным образом вследствие воздействия внешних частей полосы (в данном случае — заднего «жесткого конца» полосы).
Прим. ред.

На первом участке силы X , будучи реактивными, уменьшаются, как в процессе волочения, от выхода к выходу в очаг деформации, т. е. от точки B к точке A , в которой, согласно граничным условиям, $X_A = 0$.

Характер изменения силы X в очаге деформации может быть представлен в виде графика в прямоугольных координатах, где по оси абсцисс откладываются для каждой точки спрямленные дуги захвата, а по оси ординат — соответствующие им значения силы X . При построении графика следует принять во внимание, что²:

- а) в точках A и C $X_A = X_C = 0$;
- 2) в точке B имеется максимум силы X , равный X_B ;
- 3) ветвь кривой, соответствующей дуге AB , должна по направлению от A к B затухать, так как по мере приближения рассматриваемого сечения в точке B интенсивность сопротивления вытягиванию металла в зев валка падает;
- 4) ветвь кривой, соответствующая дуге CB , по направлению от C к B должна быть также затухающей, так как в этом направлении падает изменение избытка сил трения;
- 5) в обеих ветвях нет каких-либо особых точек, которые могли бы вызвать перегиб графика в пределах каждой ветви.

В соответствии с этими положениями на рис. 190 приведена схема эпюры горизонтальных сил. Эта эпюра состоит из двух выпуклых ветвей — левой (X_1) и правой (X_2) — с максимумом в точке D , соответствующим значению X_B . Зная характер изменения поперечных сечений между точками A , B и C , можно построить и схему эпюры растягивающих напряжений, возникающих в поперечных сечениях прокатываемой полосы. Обозначив эти напряжения через σ_{3x} , а поперечные сечения через S_x , можем написать:

$$\sigma_{3x} = \frac{X_x}{S_x}. \quad (3)$$

Напряжение в точке B составит:

$$\sigma_{3B} = \frac{X_B}{S_B}. \quad (4)$$

² Весь последующий анализ авторы ведут без учета силового воздействия внешних частей полосы. Между тем не только теоретически, но и опытным путем доказано, что это воздействие изменяет условия напряженного состояния в зеве валков и существенно влияет на величину сопротивления деформации металла и на полное давление прокатки (исследования И. К. Суворова, П. И. Давидкова, А. Е. Шелеста, выполненные под руководством Иг. М. Павлова; исследование А. И. Целкова и В. В. Смирнова, *Сталь*, 1952, № 7, с. 614—618). *Прим. ред.*

Строим график эпюры растягивающих напряжений, причем масштаб для σ_3 выбираем такой, чтобы величина ординаты σ_{3B} равнялась величине ординаты X_B эпюры горизонтальных сил, т. е. чтобы точки X_B и σ_{3B} на графике совпадали (рис. 190, точка D).

Так как поперечные сечения от точки B к точке A непрерывно увеличиваются, то при выбранном масштабе для σ_3 каждому значению X_1 соответствует значение σ_{31} , имеющее меньшую, чем X_1 , ординату, т. е. все значения растягивающих напряжений участка I показывают кривую σ_{31} , проходящую ниже кривой X_1 . Так как поперечные сечения от точки B к точке C непрерывно уменьшаются, то каждому значению X_2 на этом участке соответствует значение σ_{32} , имеющее большую, чем X_2 , ординату, т. е. все значения растягивающих напряжений участка II показывают кривую σ_{32} , проходящую выше кривой X_2 . Эти кривые и даны на рис. 190 пунктирными линиями.

В рассматриваемом процессе имеет место двустороннее сжатие (по высоте и ширине полосы) и растяжение по длине полосы. Эти напряжения принимаем за усредненные главные. Максимальным, естественно является единственное положительное напряжение, т. е. σ_3 , а минимальным (т. е. максимальным сжимающим) — сжимающее по высоте полосы (σ_1). Условие пластичности при таком напряженном состоянии выражается уравнением

$$\sigma_3 - (-\sigma_1) = \beta\sigma_s$$

или

$$\sigma_1 = \beta\sigma_s - \sigma_3, \quad (5)$$

где $\beta = 1 \div 1,15$, т. е. коэффициент, учитывающий среднее главное напряжение.

Уравнение (5) дает возможность, если известна схема эпюры для σ_3 , построить схему эпюры напряжений для σ_1 . На рис. 191 показана такая схема, составленная в масштабах графика для σ_3 (рис. 190). Особенности этого графика состоят в следующем:

1) ординаты на границах, определяющие напряжения в точках A и C , равны $\beta\sigma_s$, так как в этих точках $\sigma_{3A} = \sigma_{3C} = 0$, а потому, согласно уравнению (5),

$$\sigma_{1A} = \sigma_{1C} = \beta\sigma_s; \quad (6)$$

2) правая ветвь (т. е. DEC') обязательно вогнутая, так как представляет собой перевернутую выпуклую кривую σ_{32} графика напряжений σ_3 (см. рис. 190);

3) левая ветвь (т. е. A^1D) может быть выпуклой или вогнутой,

но с меньшей кривизной, чем ветвь DEC^1 ; это вытекает из взаимного расположения кривых σ_3 относительно кривых X (рис. 190);

4) ордината $BD = \sigma_{1B} = \beta\sigma_s - \sigma_{3B}$ (рис. 191);

5) кривая σ_1 имеет минимум в точке D или несколько правее ее (например, в точке E). Левее точки D минимума σ_1 быть не может. Этого не допускает кривая σ_{31} (см. рис. 190), так как



Рис. 190. Схема эпюр растягивающих сил X и напряжений σ_3 , возникающих в направлении прокатки при $\alpha = \alpha_y$ (пунктиром показан второй возможный вариант кривой σ_{31})

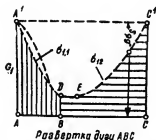


Рис. 191. Схема эпюры радиальных напряжений σ_1 , возникающих при $\alpha = \alpha_y$ (пунктиром показан второй возможный вариант кривой σ_{11})

в противном случае она должна была бы в какой-то точке левее D пересечь кривую X и пойти вправо выше этой кривой. Это невозможно согласно установленному ранее (см. рис. 190) взаимному расположению кривых X и σ_{31} .

Эпюры напряжений σ_3 и σ_1 , приведенные на рис. 190 и 191, как было указано, получены для случая предельного заполнения зева валков, когда опережение равно нулю. Такие предельные условия прокатки на практике создать невозможно, однако анализ их результатов имеет большое теоретическое значение, так как помогает уяснению вполне возможного и часто рационального процесса прокатки с искусственной задачей металла в валки при угле захвата, находящемся между α_y и α_z , т. е. когда $\text{tg } \alpha > f$. При таком процессе избыточные силы трения, возникающие на втором участке, будут лишь частично использованы для вытягивания металла первого участка в зев валков, в соответствии с чем растягивающие силы X несколько уменьшатся, а остаток избыточных сил трения, не уравновешенный силой X , пойдет на создание опережения, т. е. процесса, аналогичного процессу прессования металла через щель. Поэтому в рассматриваемом случае левая

часть очага деформации будет находиться в состоянии двустороннего сжатия и одностороннего растяжения. Действие сил, выталкивающих металл из первого участка очага деформации, можно рассматривать как своеобразное заднее натяжение, убывающее от сечения B к сечению A , т. е. к выходу. Это противонапряжение «понижает» эпюру σ_1 на дуге BC , и так как у входа в очаг деформации заднее натяжение равно нулю, $\sigma_{1A} = \beta\sigma_1$. В результате эпюра напряжений σ_1 (высотных), при таком процессе, т. е. при $\alpha_y > \alpha > \alpha_z$, будет иметь минимум и максимум (рис. 192).

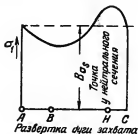


Рис. 192. Схема эпюры радиальных напряжений при прокатке в гладких валках с углом захвата, находящимся между α_y и α_z

Приведенные соображения остаются принципиально такими же и при учете изменения предела текучести в очаге деформации в зависимости от упрочения или изменения скорости деформации по дуге захвата. Опытным доказательством появления растягивающих напряжений в очаге деформации при прокатке с $\alpha > \alpha_z$ являются часто наблюдаемые разрывы клиновых образцов в очаге деформации при очень больших углах захвата. Например, клин весом в 300 г из чистого никеля разорвался в очаге деформации при прокатке его в очень хорошо отполированных валках диаметром 350 мм на полосу толщиной 2 мм. На рис. 193 показано пять таких же клиньев, не разорвавшихся при прокатке, но показавших ясно выраженное сужение на участке появления растягивающих напряжений.

Температура клина в момент выдачи из печи составляла 850°, угол захвата — около 17° (очень большой для случая прокатки в полированных валках небольшой массы металла, т. е. быстро охлаждающейся, а потому с небольшим коэффициентом трения).

Цинковые клинья длиной 150 мм и максимальной высотой 18 мм разрывались регулярно в очаге деформации при прокатке на валках диаметром 210 мм и при растворе валков 2 мм (угол захвата колебался в пределах 19—21°). Помимо разрыва, на большей части контактных поверхностей этих клиньев были ясно видны поперечные трещины от продольных растягивающих напряжений.

Важным * для прокатки следствием появления в очаге дефор-

* См. cit., с. 57—59.

мации растягивающих напряжений является уменьшение средних значений удельных давлений при прокатке с $\alpha > \alpha_3$.

Следствие это прямо вытекает из сравнения формы эпюры σ_1 при $\alpha > \alpha_3$ с обычной формой эпюры σ_1 при $\alpha < \alpha_3$ — куполообразной кривой, опирающейся на две крайние ординаты, представляющие собой соответствующие истинные сопротивления деформации.



Рис. 193. Клинья из никеля, не разорвавшиеся при прокатке (В. А. Персиянцев)

На рис. 194 дано графическое сравнение эпюр высотных напряжений и их средних значений по дуге захвата при прокатке с $\alpha < \alpha_3$ (точки α_1 ; α_2 ; α_3), $\alpha = \alpha_3$ (точка α_4) и (точки α_5 и α_6). Необходимо отметить наличие максимума у кривой σ_{1C} при $\alpha = \alpha_3$.

Вопрос об изменении схемы напряженного состояния в связи с появлением продольных растягивающих напряжений на участке, прилегающем к входу полосы в щель, при прокатке с углами захвата, превышающими угол трения, теоретически разработан А. Я. Хейном³. Часть полученных им выводов согласуется с нашими выводами. Падение средних значений удельных давлений при высоких обжатиях и прочих равных условиях (т. е. при высоких α) наблюдали некоторые исследователи, в частности Ю. М. Чижилов⁴. Однако эти результаты часто объяснялись

³ Процесс ленточной и тонколистовой прокатки, Металлургиздат, 1941, стр. 217.

⁴ Сб., «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1952, с. 291—321, а также ч. VI, с. 195.

только тепловым эффектом. Приведенное исследование указывает, что, кроме теплового эффекта, большое значение в падении среднего удельного давления имеет другой фактор — изменение вида напряженного состояния.

Для проверки характера изменения удельного давления были проведены опыты по холодной прокатке мельхиоровой ленты (80/20) толщиной 2,6—3,0 мм с обжатиями за пропуск от 19 до 90 % на стане с валками диаметром 260 мм при угле захвата от 3 до 7°50'.

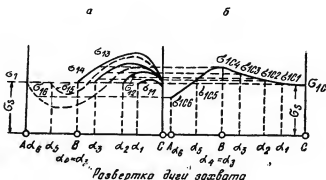


Рис. 194. Схема (а) изменения эпюр высотных напряжений σ_1 при увеличении угла захвата от $\alpha = 0$ до $\alpha = \alpha_0 > \alpha_1$ и схема (б) изменения соответствующих этим эпюрам средних значений удельных давлений σ_c

Результаты этих опытов приведены на рис. 195. Эти опыты полностью подтверждают изложенные соображения, так как показывают:

а) полное совпадение формы кривой изменения средних значений удельных давлений с увеличением угла захвата и появление у этой кривой максимума при угле захвата 5°45', который при холодной прокатке можно считать отвечающим углу трения;

б) что при больших углах захвата средние значения удельных давлений становятся меньше средних значений предела прочности; так, при $\alpha = 7^\circ 50'$ $\sigma_{1cp} = 40 \text{ кг/мм}^2$, а $\sigma_b \approx 55 \text{ кг/мм}^2$.

Это служит наиболее убедительным доказательством изменения вида напряженного состояния и появления в очаге деформации растягивающих напряжений.

Показанный характер изменения формы кривой средних удельных давлений с увеличением α (рис. 194, б) и особенно по-

явление максимума при $\alpha = \alpha_3$ приводит к следующим новым положениям:

1) экспериментальное определение кривой «угол захвата — среднее удельное давление» в пределах $\alpha=0$ до $\alpha>\alpha_3$ дает возможность по максимуму этого среднего удельного давления определить величину α_3 и, следовательно, действительное среднее значение коэффициента трения при прокатке в гладких валках;

2) применимость определяющих удельное давление металла на валки формул, выведенных на основе предположения о нали-

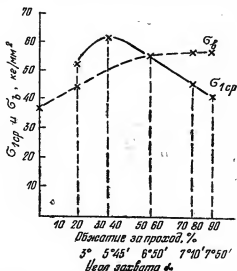


Рис. 195. Изменение средних удельных давлений и пределов прочности при холодной прокатке мелхноровой (80/20) полосы толщиной 3–2,6 мм с обжатием 19–20% за проход

ции в зеве валков всестороннего сжатия, очевидно, органичивается условиями прокатки $\alpha < \alpha_3$. Это видно хотя бы из того, что все такие формулы с увеличением обжатия в пределах реально возможных углов захвата не показывают снижения среднего давления;

3) для снижения потерь на трение в зеве валков целесообразно во всех возможных случаях вести прокатку с $\alpha > \alpha_3$.⁵

⁵ Существование резерва сил трения в установившемся процессе прокатки и целесообразность использования этого резерва были впервые выявлены Иг. М. Павловым (Резервные силы трения и повышение обжатий при прокатке. Сталь, 1937, № 6, с. 83–89). Им же дан подробный анализ условий захвата и перехода от них к условиям установившегося процесса (Теория прокатки, ОНТИ, 1938 г.) Прим. ред.

34. ПОДСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ СТАЛИ *

Допущения, сделанные для выводов уравнений

1. При прокатке на большинстве ленточных станов уширение мало, отношение $\frac{l}{h}$ велико и имеется трение скольжения между валками и материалом, так что деформацию можно рассматривать как плоскую.

2. Принято что давление прокатки и крутящий момент изменяются прямолинейно в зависимости от ширины ленты.

Автором установлено, что при $\frac{B}{H} > 5$ ширина полосы не влияет на давление прокатки, приходящееся на 1 пог. мм ширины ее и на крутящий момент. По данным Люэга и Помпа¹, это влияние отсутствует лишь при $\frac{B}{H} > 15$.

С достаточной для современных методов расчета точностью можно принять, что линейная зависимость между P , M и B существует при $\frac{B}{H} > 10$.

3. Наклеп металла во время прокатки учитывали путем использования средних пределов текучести, что, конечно, нельзя считать вполне точным. Установлено, что при подсчете давления прокатки такой способ дает ошибку меньше $\pm 2\%$.

4. Упругое сплющивание валков. Хичкок² вместо действительного распределения удельного давления принял эллиптическое, которое дает то же самое суммарное давление. Радиус кривизны валков в этом случае постоянный. Исходя из уравнений Прескотта для цилиндрической поверхности, деформированной эллиптически распределенным удельным давлением, Хичкок получил уравнение, которое можно представить в следующем виде:

$$R' = R \left(1 + \frac{cP}{H-h} \right), \quad (1)$$

где c — константа, зависящая от модуля упругости материала валков; для стальных валков $c = 2,22 \cdot 10^{-4}$ мм²/кг.

* R. B. Sims, Calculation of Roll Force and Torque in Cold-Rolling by Graphical and Experimental Methods, J. Iron a. Steel Inst., 1954, v. 178, part I. Sept. 19—33. Перевод Я. С. Галлая, Проблемы современной металлургии. 1955, № 4, с. 133—153. Здесь реф. Я. Галлая.

¹ W. Lueg, A. Pomp, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1935, H. 20. S. 219—230, а также ч. III, с. 270—273.

² I. R. Hitchcock, Roll Neck Bearings, ASME, 1935

Длина дуги захвата, подсчитанная по уравнению Хичкока, и удельное давление прокатки взаимозависимы. Поэтому при всех предыдущих методах подсчета решение получалось в результате серии приближений.

Автор проводил опыты для определения длины дуги захвата, поскольку эта величина при подсчетах давления прокатки и крутящего момента имеет большее значение, чем точная величина кривизны вала вдоль дуги. Чтобы ее измерить, следует определить время контакта металла с валком и его окружную скорость. Время контакта измерялось при помощи точного проволочного датчика, закрепленного на поверхности вала. Датчик состоит из ленточки сплава типа купроникель (толщиной 0,025 мм и шириной 0,37 мм), закрепленной между двумя бумажными полосками, одна из которых имеет в центре маленькую дырочку. Датчик отверстием наружу прикреплен к поверхности верхнего вала и параллельно его оси. Аналогичный, но бездействующий датчик был закреплен в соответствующем месте на нижнем валке, чтобы создать одинаковые условия по дугам контакта. Ленточка датчика была включена в мостик Уитстона. Когда датчик входит в дугу захвата, то ленточка через дырочки в бумаге вступает в контакт с прокатываемым металлом, заземляя электросеть через прокатный стан.

Для опытов была взята стальная лента шириной 63,5 и 89 мм, длиной 600 мм и различной толщины, полученная прокаткой отожженной полосы толщиной 1,6 мм. Экспериментальные данные, скорректированные с учетом конечной толщины и ширины проволочного датчика, приведены в табл. 24. Там же указаны

Таблица 24

Измеренная и расчетная длина дуги контакта

Исходная толщина H мм	Обжатие мм	Давление прокатки P кг/пог. мм	Дуга контакта α , радианы	
			измеренная	рассчитанная
1,572	0,302	465	0,049	0,056
1,564	0,295	452	0,052	0,055
1,380	0,203	566	0,056	0,051
1,557	0,323	507	0,053	0,058
1,559	0,440	566	0,064	0,067
0,755	0,063	417	0,039	0,035

величины, рассчитанные по уравнению (1). Расхождение экспериментальных и опытных данных невелико, поэтому в условиях опытов уравнение Хичкока с достаточной точностью учитывает упругую деформацию валков.

5. Упругое восстановление полосы. При выводе уравнения прокатки обычно пренебрегают упругой деформацией металла в процессе его пластического формоизменения, так как соответствующая поправка обычно очень мала по сравнению со степенью деформации и перекрывается неточностью современных методов расчета, а поэтому ею можно пренебречь.

6. Трение при прокатке. Изменение коэффициента трения между металлом и валками по дуге захвата пока еще никому из экспериментаторов не удалось непосредственно измерить³. Поэтому в приведенном ниже анализе коэффициент трения принят постоянным по дуге захвата. Такое допущение подтверждается сравнением расчетных данных для P с экспериментальными, полученными при прокатке различных материалов с постоянной скоростью. Совпадение расчетных кривых с экспериментальными точками достаточно хорошее и подтверждает, что постоянство коэффициента трения, принятое в модели распределения удельного давления по дуге захвата, близко к действительному и поэтому дает надежные результаты при подсчете давления прокатки и крутящего момента.

Многочисленные лабораторные и заводские опыты приводят к заключению, что у полированных валков коэффициент трения при прокатке малоуглеродистой стали (скорость 0,25 м/сек), смазанной обычным прокатным маслом, составляет в среднем 0,08. Эта величина снижается по мере ускорения валков, и для высокоскоростных станов коэффициент трения равен 0,05—0,03. Аналогичные величины были получены на экспериментальном стане для нержавеющей стали и меди. Из-за ненадежности методов определения коэффициента трения при подсчетах для всех обычного типа станов величина f была принята равной 0,08, а для высокосортных станов 0,05. Когда же имеются надежные данные о коэффициенте трения в данном проходе, можно производить интерполяцию величин давления и крутящего момента, подсчитанных для двух охватывающих значений f : 0,12 и 0,08 или 0,08 и 0,05.

Уравнение для давления прокатки

Современные теории прокатки основываются на уравнении Кармана⁴, комбинируемом с тем или иным критерием пластичес-

³ В настоящее время уже разработаны методы такого измерения и имеются экспериментальные результаты; в частности, непосредственное исследование распределения трения по поверхности контакта производится с помощью «валкового торсиометра с разрезом» (Иг. М. Павлов, Дуи Дэ-Юань. Научные доклады высшей школы, Металлургия, 1958, № 1, стр. 146—149). Прим. ред.

⁴ T. Karman, Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 2, S. 139—141, а также ч. II, стр. 62—66.

кого течения⁵. Уравнение равновесия горизонтальных сил, действующих на участке, ширина которого принята за единицу, а толщина и длина — соответственно h_φ и d_φ , дано Карманом в следующем виде:

$$p(\operatorname{tg} \varphi \mp f) + \frac{1}{2} \frac{d}{dx} (\sigma h_\varphi) = 0, \quad (2)$$

где σ — натяжение ленты.

Два независимых решения уравнения (2) пересекаются при $\varphi = \gamma$. Наиболее точное решение уравнения (2) было дано Оровеном⁶. Допустив, что деформация равномерна и основываясь на уравнении Губера — Мизеса для начала текучести при плоском сжатии, он получил

$$\frac{d}{d\varphi} (\sigma h_\varphi) = 2R' (k + \sigma) \operatorname{tg} (\varphi \mp f) \cos \varphi, \quad (3)$$

где k — предел текучести при плоском сжатии.

Это уравнение может быть решено только для вертикального давления путем последовательного интегрирования. Блэнд и Форд⁷ переписали это уравнение для условий прокатки, предположив, что

$$h_\varphi k \frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p}{k} \right) \geq \left(\frac{p}{k} - 1 \right) \frac{d}{d\varphi} (h_\varphi k), \quad (4)$$

и привели его к форме, удобной для интегрирования. Приняв $\sin \varphi = \varphi$ и т. д., они пришли к следующим уравнениям: для $\alpha \gg \varphi \gg \gamma$

$$p = \left(1 - \frac{\sigma_3}{k_1} \right) \frac{kh_\varphi}{H} \exp \left[f(a'_1 - a') \right]; \quad (5)$$

для $\gamma \gg \varphi \gg 0$

$$p = \left(1 - \frac{\sigma_n}{k_2} \right) \frac{kh_\varphi}{h} \exp \left[f a' \right], \quad (6)$$

где

$$a' = 2 \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{R'}{h}} \varphi. \quad (7)$$

⁵ В настоящее время признается необходимость учета влияния внешних зон полосы «жестких концов» на условия напряженного состояния в зоне валков и тем самым на полное давление металла на валки и на его распределение по поверхности контакта.

⁶ E. Orowan, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1943, v. 150, p. 140—167, а также ч. IV, стр. 371—395.

⁷ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, № 39, p. 144—163, а также ч. VI, с. 100.

Блэнд и Форд показали, что для случая прокатки ленты без натяжения результаты подсчета по этим уравнениям аналогичны величинам, полученным по методу Оровэна, а также экспериментальным данным. Однако при прокатке с натяжением получаются значительные ошибки из-за допущения, принятого в уравнении (4); особенно это относится к прокатке отожженных материалов с большим задним натяжением⁸.

Применив уравнения (5) и (6), Блэнд и Форд решили их для давления на валки и крутящего момента при прокатке без натяжения металлов с постоянным пределом текучести:

$$P_0 = k \sqrt{R'(H-h)} \delta_p(a, u), \quad (8)$$

$$M_0 = \frac{RH^2}{h} k \delta_M(a, u), \quad (9)$$

где $u = \frac{H-h}{M}$; $a = f \sqrt{\frac{R'}{h}}$ (безразмерный параметр),

$\delta_p(a, u)$ и $\delta_M(a, u)$ — функции величин a и u , учитывающие влияние трения полосы на P_0 и M_0 . Эти уравнения можно применять для наклепывающихся в процессе деформации металлов, если подставлять в них среднее значение предела текучести \bar{k}_p (для давления) или \bar{k}_M (для крутящего момента).

Уравнения для $P_0 u / \bar{k}_p H$. Уравнение (8) можно написать в виде

$$\frac{P_0}{\bar{k}_p H} = \frac{a}{f} \sqrt{u(1-u)} \delta_p(a, u). \quad (10)$$

Из уравнений (10) и (1) следует

$$\frac{R'}{R} = 1 + \frac{c}{2} \left[\bar{k}_p \frac{a}{f} \sqrt{u(1-u)} \delta_p(a, u) \right] \quad (11)$$

и окончательно

$$\frac{R}{H} = \frac{R}{R'} \frac{R'}{H} = \frac{a^2}{f^2} (1-u) \frac{R}{R'}. \quad (12)$$

Из уравнений (10), (11) и (12) можно найти величину $P_0 u / \bar{k}_p H$ в зависимости от переменных $\frac{R}{H}$, u , \bar{k}_p и f . Эта величина была вычислена для обжатий от 10 до 60%, среднего предела текучести при плоском сжатии от 15 до 180 кг/мм², $f = 0,05; 0,08; 0,12$ и для широкого интервала значений $\frac{R}{H}$. На рис. 196 представлена серия кривых для $u = 0,1$ и $f = 0,05$. Во-

⁸ W. C. F. Hesseberg, R. B. Sims, J. Iron a. Steel Inst., 1951, v. 168, part 2, p. 155—164, а также ч. VI, с. 166.

семнадцать серий таких кривых послужили основанием для построения номограммы.

Средний предел текучести. Уравнение для удельного давления на валок может быть написано в следующем виде:

$$p = k \delta \left(a, \frac{\varphi}{f} \right),$$

где $\delta \left(a, \frac{\varphi}{f} \right)$ — коэффициент, учитывающий влияние трения полосы на давление прокатки.

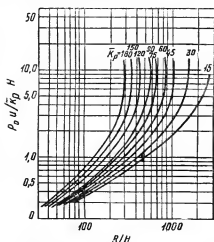


Рис. 196. Результаты подсчета по уравнениям (10)–(12) при $\mu = 0,1$ и $f = 0,05$

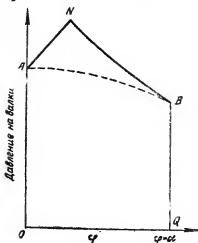


Рис. 197. Распределение удельного давления на валок по дуге захвата

Удельная сила прокатки пропорциональна площади $OANBQ$ (рис. 197), где ANB — кривая распределения удельного давления по дуге захвата. Площадь $OANBQ$ может быть разделена на две области: $OABQ = \int_0^{\alpha} k d\varphi$, представляющую сопротивление металла деформации, и ABN , характеризующую трение при прокатке. Средний предел текучести, которым заменяем действительный предел текучести материала по дуге захвата, представляет собой высоту площади, равновеликой $OABQ$; применение его дает точную величину давления прокатки лишь в том случае, если действительное распределение предела текучести относительно мало влияет на величину $\delta \left(a, \frac{\varphi}{f} \right)$.

Из изложенных соображений следует, что

$$a\bar{k}_p = \int_0^a k d\varphi,$$

откуда

$$\bar{k}_p = \frac{1}{a} \int_a^0 k d\varphi. \quad (13)$$

Блэнд и Форд⁷ непосредственным сопоставлением доказали, что величина среднего предела текучести дает весьма близкую к действительности величину давления. Таким образом, можно считать, что коэффициент $\delta\left(a, \frac{\varphi}{f}\right)$ нечувствителен к изменению предела текучести.

Уравнение (13) можно переписать в более удобном виде. Толщину полосы h_φ в любой точке дуги захвата можно выразить при помощи следующего уравнения:

$$h_\varphi = h + R' \varphi^2.$$

Обозначив

$$u_\varphi = \frac{H - h_\varphi}{H}, \quad (14)$$

получим

$$u_\varphi = u - \frac{R'}{H} \varphi^2$$

и

$$\varphi = (u - u_\varphi) \frac{H}{R'}, \quad (15)$$

откуда

$$\frac{du_\varphi}{d\varphi} = 2 \sqrt{\frac{R'}{H} (u - u_\varphi)}. \quad (16)$$

Подставляя уравнения (14), (15) и (16) в уравнение (13) и производя преобразования, получаем

$$\bar{k}_p = \frac{1}{\sqrt{u}} \left[k_1 \sqrt{u} + \int_0^u \sqrt{(u - u_\varphi)} dk \right]. \quad (17)$$

Это уравнение может быть решено для целого ряда обжатий, если имеется экспериментальная кривая предел текучести — деформация. Пример подсчета дан в табл. 25.

Таблица 25

Подсчет величины \bar{k}_p для различных обжатий отожженной малоуглеродистой стали

Обжатие %	Предел текучести (при данном обжатии) кг/мм ²	dk кг/мм ²	Интервал обжатий %	Средние значения			$\sqrt{u - u_{\varphi}} dk$ кг/мм ²
				u_{φ}	$u - u_{\varphi}$	$\sqrt{u - u_{\varphi}}$	
0	15,5	—	—	—	—	—	—
10	46,2	30,7	0—10	0,05	0,45	0,671	21,0
20	55,0	8,8	10—20	0,15	0,35	0,592	5,2
30	61,7	6,7	20—30	0,25	0,25	0,500	3,35
40	66,6	4,9	30—40	0,35	0,15	0,387	1,89
50	71,0	4,4	40—50	0,45	0,05	0,224	0,99

Сумма последней колонки

$$\int_0^u \sqrt{u - u_{\varphi}} dk = 32,4 \text{ кг/мм}^2$$

$$k_1 \sqrt{u} = \frac{11,0 \text{ кг/мм}^2}{43,4 \text{ кг/мм}^2}$$

$$\bar{k}_p = 61,0 \text{ кг/мм}^2.$$

По уравнениям (13) или (17) следует подсчитывать средний предел текучести по проходам, начиная от отожженного материала. Если в первом проходе обжатие не очень мало, то для большинства металлов предел текучести в каждом последующем проходе растет линейно. Приняв линейную зависимость между величинами k и u_{φ} , входящими в уравнение (17), находим, что \bar{k}_p равно пределу текучести материала после наклепа его на 60% от обжатия данного прохода. Таким образом, среднее обжатие u_p можно подсчитать по уравнению

$$\bar{u}_p = 0,41u_1 + 0,6u_2 \quad (18)$$

и по нему на кривой предел текучести — деформация определить средний предел текучести.

Подсчет давления прокатки

Для подсчета давления прокатки необходимо знать отношение $\frac{R}{H}$, коэффициент трения f , обжатия по проходам u и средний предел текучести материала в проходе, который может быть определен либо из уравнения (17), либо приблизительно по 20*

уравнениям (18). Величина $\frac{P_0}{\bar{k}_p H}$ может быть найдена из графиков, аналогичных приведенному на рис. 196, путем интерполяции для данного предела текучести и обжатия.

Давление прокатки получается умножением первой величины на $\frac{\bar{k}_p H}{u}$. Пример подсчета приведен в табл. 26.

Таблица 26

Пример подсчета P_0

Толщина полосы, мм		$\frac{R}{H}$	f	Обжатие, %				Средний предел текучести $\frac{kg}{mm^2}$ k_p	$\frac{P_0 u}{\bar{k}_p H}$	P_0 кг/мм
H	h			в прохо- де	до про- хода	после прохо- да	среднее u_p			
1,6	1,25	160	0,08	20	0	20	—	48	1,81	695
1,25	1,0	200	0,08	20	20	36	29	62	2,55	985
1,0	0,8	250	0,08	20	36	51	45	68,5	3,64	1535

Номограмма для определения давления прокатки. На рис. 198 приведена номограмма для определения давления прокатки P_0 , приходящегося на 1 мм ширины полосы. Она построена на основании диаграммы $\frac{P_0 u}{\bar{k}_p} \div \frac{R}{H}$ для $f = 0,08$, обжатий от 10 до 60% и предела текучести 45—90 кг/мм². В правой части номограммы помещена диаграмма для определения предела текучести материала. Предел текучести для второго и последующих проходов подсчитан на основании уравнения (18). Значение \bar{k}_p для первого прохода, т. е. при прокатке отожженного материала, подсчитано из уравнения (17).

Справа в нижнем углу дан ключ к пользованию номограммой.

Экспериментальная проверка уравнений

Номограмма для малоуглеродистой стали была проверена измерениями, произведенными на экспериментальном стане путем прокатки рулонов. Металл для опытов имел такую же кривую предел текучести — деформация, как и применявшийся для построения номограммы. Рулоны были подвергнуты светлomu отжигу при исходном размере ленты $H = 1,6 \pm 0,02$ мм и $B = 90 \pm 0,5$ мм. Во время опытов валки дважды подвергали шлифовке для одной и той же степени шероховатости, измерявшейся параллельно оси валков. Ленту прокатывали со скоростью 0,2 м/сек при обильной подаче масляной эмульсии в воде.

На рис. 199 сопоставлены результаты измерений при прокатке четырех отожженных рулонов и приведены кривые, подсчитанные для $f = 0,08$ по номограмме, а для $f = 0,05$ — по величине $\frac{P_0 \mu}{k_p H}$, взятой из рисунков, аналогичных рис. 196. Результаты, соответствующие каждому рулону, отмечены различными обозначениями. Опытные данные располагаются между кривыми $f = 0,08$ и $0,05$. При обжатии меньше 20% обе кривые совпа-

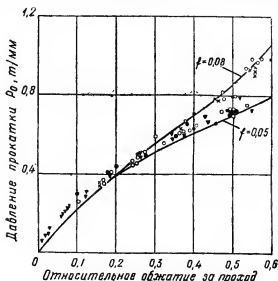


Рис. 199. Расчетные и опытные данные давления прокатки для малоуглеродистой ленты $1,6 \times 90$ мм

дают. При обжатии около 15% и меньше опытные точки для P_0 ложатся несколько выше расчетных, что частично обусловлено упругим восстановлением ленты, а частично — неточностью измерительных приборов. Рассеивание точек можно объяснить изменением условий трения по дуге захвата.

Аналогичные опыты были проделаны на рулонах, предварительно обжатых на 40%, т. е. прокатанных до 0,85 мм. Перед прокаткой от каждого рулона отрезали кусок ленты длиной 900 мм. Данные для рулонов легли выше и расположились между кривыми, подсчитанными при $f = 0,06$.

Эти опыты производились на небольшом стане при обработке узкой ленты. Была проведена также опытная прокатка на четырехвалковом стане с диаметром рабочих валков 520 мм. Стан оборудован двумя приборами для измерения давления до 1000 т каждый. Листы малоуглеродистой стали 1200×1800 мм

прокатывали со смазкой маслом. Подсчеты вели по номограмме для $f = 0,08$. Для прокатанного материала кривая предел текучести — плоское сжатие не была определена. Результаты опытов и расчетов приведены в табл. 27. Максимальная ошибка

Таблица 27

Давление прокатки на большом производственном стане

№ листа	H, мм	h, мм	Обжатие за проход %	Давление прокатки, т	
				измеренное	рассчитанное
1a	3,48	2,77	20,4	1050	1100
b	2,77	2,46	11,0	890	960
c	2,46	2,26	8,2	810	860
2a	2,92	2,24	23,5	1065	1020
b	2,24	1,96	12,5	980	960
3a	2,31	1,80	22,0	1085	970
b	1,80	1,57	12,7	960	910
4a	1,98	1,63	17,9	955	870
b	1,63	1,42	12,5	880	880

между расчетными и экспериментальными величинами составляет 10,6%, а в среднем 2,4%. Это следует считать вполне удовлетворительным, принимая во внимание экспериментальные трудности при измерении средней толщины листов таких размеров. Кроме того, следует иметь в виду, что кривые предел текучести — деформация и условия трения могут слегка отличаться от принятых при составлении номограмм⁹.

35. ДАВЛЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ НА ТОЛСТОЛИСТОВОМ СТАНЕ *

Опыты проводили на черновой клети толстолистового стана с вальками 1070×3600 мм, прокатывающей слябы толщиной 430 мм на листы 25—75 мм, которые затем на чистовой клети 1070×3000 мм обжимали до 5 мм. Месдоза на 1000 г представляла собой цилиндр из малоуглеродистой стали $D = 250$ мм,

⁹ В данной статье, так же как и во многих других работах иностранных исследователей, приходится отметить полное отсутствие ссылок на труды советских ученых, в частности на труды по изучению силовых и энергетических условий процесса прокатки С. И. Губкина, А. Я. Хейна, А. И. Целикова, А. П. Чекмарева, Т. М. Голубева, В. П. Северденко, А. А. Королева, Е. С. Рокотьяна и многих других. *Прим. ред.*

* R. Stewartson, Measurement and Analysis of Rolling Loads in Large Hot Plate Mill, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1954, v. 168, № 6, p. 201—208. Реф. Я. Галлая.

$h = 100$ мм, на который было наклеено восемь проволоочных датчиков¹.

Давление измеряли при прокатке 44 слябов исходными размерами $H=125 \div 300$ мм, $B=1100 \div 3000$ мм из стали с 0,13—0,19% С.

Прокатку вели в 11—20 проходов на $h = 50 \div 5$ мм. Во время опытов измеряли температуру металла (оптическим пирометром) и скорость прокатки (время прохода: длину проката).

При обработке результатов опытов приняли следующее: 1) состав металла и скорость прокатки постоянны во всех опытах; 2) давление на валки пропорционально ширине листа; 3) начальная температура слябов одинакова, и тепловые потери являются функцией поверхности металла, а поэтому температура листов одинаковой толщины одна и та же. Таким образом, все допущения сводились к тому, что давление на единицу ширины P (кг/мм) изменялось с изменением толщины (сюда включена и температура металла) и обжатия.

Толщина листа после выхода из валков

$$h = S - S_0 + cP_{\text{сум}}, \quad (1)$$

где S — показание циферблата стана;
 S_0 — то же, при сомкнутых валках;
 c — модуль стана;
 $P_{\text{сум}}$ — суммарное давление прокатки.

Таким образом, последний член в уравнении (1) представляет упругое растяжение станин, нажимных винтов, изгиб валков и др., а величина $cP_{\text{сум}} - S_0$ — пружинение стана, т. е. разность между действительной толщиной выходящего листа и установкой валков $(h - S)^2$. Для данного стана была графически построена зависимость $P_{\text{сум}}$ от $h - S = cP_{\text{сум}} - S_0$. Зависимость получилась линейной; $c = 4 \cdot 10^{-5}$ мм/т; $S_0 = 4$ мм. Таким образом, регистрируя положение стрелки циферблата, можно для любого прохода определять h .

На рис. 200 приведены опытные данные измерения давления с обжатием для опытов двух серий: при установке валков на 11,5—14 мм и на 28—35 мм.

На рис. 201 даны сводные кривые для проката всех толщин (всех положений валков). Все линии параллельны, за исключением верхней.

¹ R. B. Sims, J. A. Place, A. D. Morley, 1952, Engineering, 1952, v. 173, p. 116—119, 137—138.

² В пружинение стана, кроме всего указанного, также входят уплотнение всякого рода прослоек (масло), зазоров и пр., что обычно не отмечается и никем еще не исследовано. Прим. ред.

На рис. 202 дано сравнение давления, подсчитанного по формуле Экелунда³, с опытными данными. Линия, проведенная под

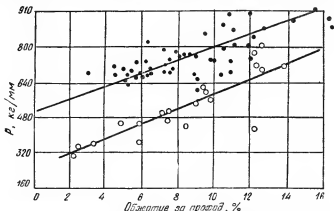


Рис. 200. Изменение давления с обжатием за проход:

● — установка валков на 11,5—14 мм; ○ — установка валков на 28—35 мм

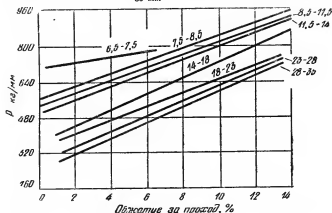


Рис. 201. Сводная диаграмма изменения давления с обжатием. Цифры на линиях обозначают установку валков в мм

углом 45° , характеризует совпадение тех и других данных, и, следовательно, расчетные давления на 100—200 т ниже фактических. Разброс данных составляет $\pm 25\%$ ⁴.

³ S. Ekelund, Jernkont. Ann., 1927, № 2, с. 85—87, а также ч. IV, с. 221—230.

⁴ Этот результат совпадает с распространенной точкой зрения о том, что формула Экелунда обычно дает заниженные значения давления прокатки. Прим ред.

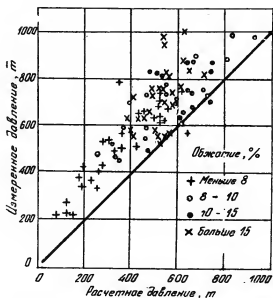


Рис. 202. Сопоставление опытных давлений и подсчитанных по формуле Экелунда

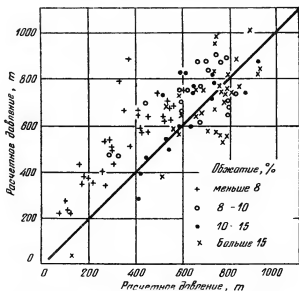


Рис. 203. Сопоставление опытных давлений и подсчитанных по формуле Смсэ

На рис. 203 такое же сопоставление сделано для формулы Симса⁵.

При обжатиях больше 10% разброс точек происходит равномерно по обе стороны средней линии и составляет $\pm 25\%$. При обжатиях меньше 8% расчетные давления на 150—200 т меньше фактических.

Аналогичные выводы получаются при сопоставлении давлений, подсчитанных по формуле Оровэна и Пэскоу⁶. Однако из всех трех формул наиболее близкие результаты для обжатий 10% и больше дает формула Симса.

38. ПОДСЧЕТ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ *

Подсчет давления по уравнениям Оровэна¹ занимает много времени, поэтому автор предложил метод расчета давления при горячей прокатке, позволяющий за несколько минут почти с такой же точностью определить P для всех проходов.

При выводе уравнений были сделаны следующие допущения:

1) деформация является плоской, $\frac{B}{H} > 5$; 2) при горячей прокатке стали или холодной прокатке свинца в сухих шероховатых валках силы трения между металлом и валком на некоторой части дуги контакта равны пределу прочности металла на скалывание; 3) по всей дуге контакта имеет место трение покоя (прилипание)².

Уравнения удельного давления

Уравнение равновесия элемента прокатываемого металла шириной, равной единице, дано Карманом³:

$$p (\operatorname{tg} \varphi \pm f) R' d\varphi - \frac{1}{2} d(\sigma, h_{\varphi}) = 0, \quad (1)$$

⁵ R. B. Sims, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1954, v. 168, № 6, p. 191—200, а также ч. VI, с. 315.

⁶ E. Orowan, K. J. Pascoe, Iron a. Steel Inst., 1946, Spec. Report, № 34, Sect. V, p. 124—146.

* R. B. Sims, The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills, Proc., Inst. Mechanical Engr., 1954, v. 168, № 6, p. 191—200. Реф. Я. Галлаз.

¹ E. Orowan, Proceedings, Inst. of Mechanical Engineers, 1943, v. 160, p. 140—167, а также ч. IV, стр. 371—396.

² Тем самым отвергается какое-либо наличие отставания и опережения в соответствующих частях (I и II) очага деформации, что расходится с действительностью и современными представлениями. Прим. ред.

³ T. Kármán, Zeitschrift für angewandte Mathematik u. Mechanik, 1925, B. 5, S. 139—141, а также ч. II, с. 62—65.

где σ — горизонтальное напряжение;

R' — радиус упруго деформированного валка, равный

$$R \left(1 + \frac{cP}{H-h} \right).$$

Для трения покоя

$$fp = \frac{k}{2}, \quad (2)$$

где k — предел текучести при плоском сжатии.

Примем

$$\sin \varphi = \operatorname{tg} \varphi = \varphi; \quad \cos \varphi = 1; \quad 1 - \cos \varphi = \frac{\varphi^2}{2}. \quad (3)$$

Подставляя (2) и (3) в (1), получим

$$\frac{dT}{d\varphi} = 2R'p\varphi \pm R'k. \quad (4)$$

Допустив процесс прокатки аналогичным деформации между двумя шероховатыми наклонными плоскостями, Оровэн показал, что

$$T = h_{\varphi} \left(p - \frac{\pi}{4} k \right). \quad (5)$$

Подставим (5) в (4):

$$\frac{d}{d\varphi} \left[h_{\varphi} \left(p - \frac{\pi}{4} k \right) \right] = 2R'p\varphi \pm R'k. \quad (6)$$

Если k постоянно по дуге контакта, то

$$\frac{d}{d\varphi} \left[h_{\varphi} \left(\frac{p}{k} - \frac{\pi}{4} \right) \right] = 2R'\varphi \frac{p}{k} \pm R'. \quad (7)$$

Подставив

$$h_{\varphi} = h + R'\varphi^2 \quad (8)$$

в уравнение (7), получим

$$\frac{d}{d\varphi} \left(\frac{p}{k} - \frac{\pi}{4} \right) = \frac{R'\pi\varphi}{2(h + R'\varphi^2)} \pm \frac{R'}{h + R'\varphi^2}. \quad (9)$$

Решим (9):

$$\begin{aligned} \frac{p^+}{k} &= \frac{\pi}{4} \ln \frac{h_{\varphi}}{H} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h}} = \\ &= \frac{\pi}{4} \ln \frac{h_{\varphi}}{h} + \frac{\pi}{4} + a, \end{aligned} \quad (10)$$

где

$$a = \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h}} \varphi.$$

Это уравнение действительно от плоскости выхода до плоскости входа.

$$\frac{\bar{p}}{k} = \frac{\pi}{4} \ln \frac{h_{\varphi}}{H} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h}} \alpha - a. \quad (11)$$

Это уравнение действительно от плоскости входа до плоскости выхода.

Координаты плоскости пересечения этих кривых — R' и φ — получим из (10) и (11):

$$\frac{\pi}{2} \ln \frac{h}{H} = 2a - \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{R'}{h}} \alpha \quad (12)$$

или

$$\frac{\pi}{2} \ln(1-u) = 2a - \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{u}{1-u}}. \quad (13)$$

При прокатке широкой ленты величины p , подсчитанные по уравнениям (10) и (11), получаются очень близкими к величинам, полученным по методу Оровэна.

Уравнение давления прокатки

Если угол φ мал, то разница между нормальным и вертикальным удельными давлениями будет незначительной, и давление прокатки на единицу ширины

$$P = R' \int_0^a p d\varphi. \quad (14)$$

Подставив (10) и (11) в (14) и проинтегрировав, получим

$$P = R' k \left[\frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{R'}{h}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{u}{1-u}} - \frac{\pi \alpha}{4} - \ln \frac{h_{\varphi}}{h} + \frac{1}{2} \ln \frac{H}{h} \right]. \quad (15)$$

Обозначим

$$\delta \left(\frac{R'}{h}, u \right) = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{1-u}{u}} \operatorname{tg}^{-1} \sqrt{\frac{u}{1-u}} - \frac{\pi}{4} - \sqrt{\frac{1-u}{u}} \sqrt{\frac{R'}{h}} \ln \frac{h_{\varphi}}{h} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1-u}{u}}. \quad (16)$$

Числовые значения этой функции приведены на рис. 204. Подставив (16) в (15), получим

$$P = k \sqrt{R'(H-h)} \delta \left(\frac{R'}{h}, u \right). \quad (17)$$

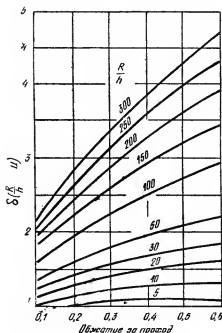


Рис. 204. Зависимость функции $\delta \left(\frac{R'}{h}, u \right)$ от обжатия

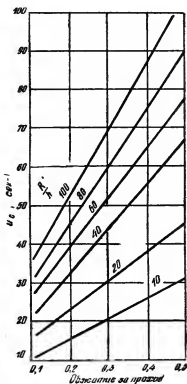


Рис. 205. Средняя скорость деформации u_c при скорости валков $n = 100$ об/мин

Средний предел текучести

При горячей обработке предел текучести металла зависит от температуры, частного обжатия и скорости деформации u_c :

$$u_c = \frac{1}{y} \frac{dy}{dt}. \quad (18)$$

Однако скорость деформации изменяется вдоль щели валков, поэтому переходим к средней скорости деформации за проход:

$$\bar{u}_c = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} u_c d\varphi = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} \frac{1}{y} \frac{dy}{d\varphi} \frac{d\varphi}{dt} d\varphi. \quad (19)$$

Подставляя в (19)

$$y = h + R' \varphi^2 \quad (20)$$

и

$$\frac{d\varphi}{dt} = \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{60}, \quad (21)$$

получим

$$\bar{u}_c = \frac{2 \pi n}{60 \sqrt{u}} \sqrt{\frac{R'}{H}} \ln \frac{1}{1-u}. \quad (22)$$

На рис. 205 дано решение этого уравнения для $n=100$ об/мин. Значения u_c для других угловых скоростей можно определить из этого же рисунка, так как u_c прямо пропорционально n .

Средний предел текучести подсчитывается по формуле автора⁴:

$$\bar{k}_p = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} k d\varphi = \frac{1}{\sqrt{u}} \left[k_1 \sqrt{u} + \int_0^u \sqrt{u-u_\varphi} dk \right], \quad (23)$$

где k_1 — предел текучести при плоском сжатии в начале пластической деформации, определенный экспериментально в функции обжатия при средней скорости деформации.

Блэнд и Форд⁵ непосредственным сопоставлением доказали, что величина среднего предела текучести при использовании ее в подсчетах дает давление, отличающееся не более чем на 2% от величины, определенной путем подстановки истинного предела текучести.

Опыты

Опыты выполнялись на лабораторном стане 125×250 мм. Нижний валок покоился на четырех рычагах, на которые были наклеены проволочные датчики. Кроме того, стан был оборудован месдозами для измерения давления на валки вдоль оси и в

⁴ R. B. Sims, J. Iron a. Steel Inst., 1954, v. 178, part 1, p. 19—33, а также ч. VI, с. 306, формула (17).

⁵ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, № 39, p. 144—163; а также ч. VI, с. 103.

направлении прокатки. На шпиндели были наклеены провололочные датчики для измерения крутящего момента ⁶.

Для большинства опытов применяли свинец, прокатанный из слитков и затем отфрезерованный. Предел текучести при одноосном сжатии был определен ⁷ в интервале 0—75° при скоростях деформации от 0,83 до 20 сек.⁻¹. Прокатка производилась при 20° Предел текучести при плоском сжатии при этой температуре определяли путем пересчета данных, полученных при одноосном сжатии ⁸.

Часть опытов проводили с листовой сталью (0,1% С), нагретой в восстановительной атмосфере. Предел текучести при одноосном сжатии определяли для стали с 0,17% С при 1000, 1100 и 1200°, при скоростях деформации 1,5—40 сек.⁻¹. Так как зависимость от скорости была линейной, то данные экстраполировали до 100 сек.⁻¹. На основании этих данных по уравнению (23) был подсчитан средний предел текучести при плоском сжатии \bar{k}_p для различных скоростей деформации u_c (рис. 206 и 207).

Результаты опытов

Свинец. При теоретических выводах было сделано допущение, что по всей дуге контакта имеется трение покоя (прилипание). Для доказательства этого положения было прокатано несколько свинцовых полос размером 6×45 мм с различными обжатиями, причем определялось давление на единицу ширины металла. Одна серия образцов была прокатана в обычных условиях, другая же была тщательно обезжирена и прокатана в обезжиренных валках. При этом не было обнаружено никакого систематического изменения давления (рис. 208), что подтверждает наличие трения покоя по всей дуге контакта, так как предшествующие опыты холодной прокатки показали, что в случае трения скольжения, обезжиривание вызывает значительное, но не регулярное возрастание давления ⁹.

На рис. 209 приведены расчетные и опытные данные о давлении на единицу ширины при прокатке свинцовых образцов размером $H=4$ мм; $B=32—38$ мм. Условия прокатки приближаются к плоской деформации. Разница между опытными и расчетными данными $\pm 5\%$.

⁶ R. B. Sims, J. A. Place, A. D. Morley, Engineering, 1952, v. 173, p. 116—119, 137—138.

⁷ N. Loizou, R. B. Sims, J. Mech. a. Phys. Solids, 1953, v. 1, p. 234.

⁸ R. B. Sims, J. Iron a. Steel Inst., 1954, v. 177, part 4, p. 393—399.

⁹ Современные методы позволяют определять скольжение (того и другого знака) более прямым путем. Впрочем, и не прибегая к этим методам, автор мог бы простейшим способом регистрировать наличие опережения (или его отсутствие). *Прим. ред.*

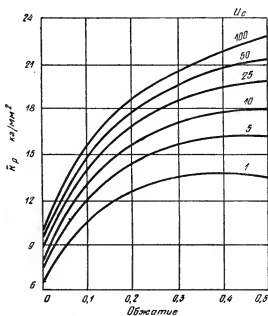


Рис. 206. Средний расчетный предел текучести k_p при плоском сжатии стали с 0,17% С при 1000°

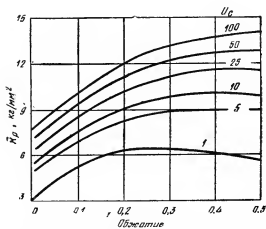


Рис. 207. То же, что на рис. 206, но при 1200°

Второе допущение о том, что деформация плоская делает все выводы применимыми только к листовой и полосовой горячей прокатке, при которой $\frac{B}{H} > 5$. В случае же прокатки на слябингах, блюмингах и сортовых станах $\frac{B}{H} < 5$, и тогда поперечная деформация становится значительной. Однако пока еще не разработан метод упрощенного теоретического анализа деформаций

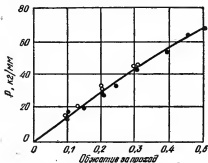


Рис. 208. Давление при нормальной (0) прокатке свинца 6×45 мм и после обезжиривания ()

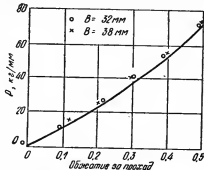


Рис. 209. Расчетные и опытные давления при прокатке свинца $H = 4$ мм

при прокатке, и поэтому автор на основании опытных данных хотел вывести эмпирический поправочный коэффициент, учитывающий влияние поперечной деформации на давление, а также определить влияние на давление отношения $\frac{l}{H}$.

Для этого были прокатаны свинцовые образцы размерами $H = 25; 18; 12; 5; 9$ и 6 мм; $B = 18-45$ мм. На рис. 210 приведены результаты опытов и построены расчетные кривые, исходя из допущения, что деформация является плоской. На оси ординат отложено давление прокатки на 1 пог. мм ширины металла. Из рис. 210 следует, что P (кг/мм) не зависит от ширины. Для образца $H = 6$ мм отношение $\frac{B}{H}$ изменяется от 7,5 до 3, а между тем отдельные значения P отличаются от расчетных на величину рассеяния опытных данных. У образцов размерами $B = 25$ и $H = 25; 18; 12,5$ и 9 мм деформация объемная, тем не менее расчетные величины настолько близки к опытным, что отпадает необходимость в поправочном коэффициенте¹⁰.

¹⁰ Влияние уширения на силовые условия процесса прокатки имеет сложный характер (условия напряженного состояния; форма контактной поверхности; равновесие сил прокатки; скоростные условия и пр.) и сводить его к нулю, если и допустимо, то только в порядке самого грубого приближения. Прим. ред.

Влияние $\frac{l}{H}$ на P можно выявить, если значения для $\frac{l}{H}$, приведенные в табл. 28, сопоставить с соответствующими расчетными и опытными данными рис. 210, откуда следует, что это влияние невелико и для практических расчетов им можно пренебречь.

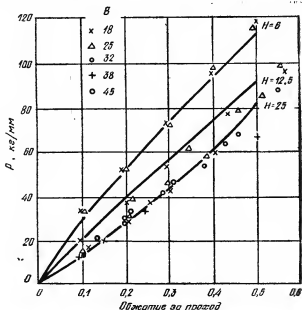


Рис. 210. Расчетное и опытное давление при прокатке свинца $H=6, 12,5$ и 25 мм, $B=18-45$ мм

Таблица 28

Изменение $\frac{l}{H}$ с обжатием за проход при различных толщинах металла

Обжатие за проход	H , мм			
	25	18	12,5	9
0,1	0,5	0,58	0,71	0,82
0,2	0,71	0,82	1,00	1,15
0,3	0,87	1,00	1,22	1,41
0,4	1,00	1,15	1,41	1,63
0,5	1,12	1,29	1,58	1,83

Сталь. На рис. 211 приведены расчетные давления и давления, измеренные¹¹ при прокатке на 4-валковом стане $D=205$ мм стали с 0,1% С толщиной 5,5; 4,4; 3,3; 2,2 мм, шириной 85,5 мм. При подсчете давлений не учитывалась упругая деформация валков, за исключением $H=2,2$ мм. Из рис. 211 следует удовлетворительное совпадение опытных и расчетных давлений для широкого интервала толщин и обжатий.

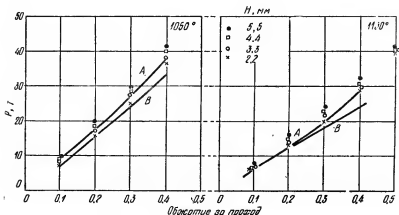


Рис. 211. Расчетные и опытные давления при прокатке стали 0,1% С:

A — опытные данные SKF в 1960 г.; B — SKF в 1947 г.

37. ДАВЛЕНИЕ НА ВАЛКИ СОГЛАСНО ГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ ПРОКАТКИ*

При анализе процесса прокатки примем, что очаг деформации ограничен не дугами круга радиусом R , а дугами параболы, которая в точке выхода металла из валков имеет радиус R . Тогда

$$h_x = h + \frac{x^2}{R}. \quad (1)$$

¹¹ SKF Co, The Ball Bearing Journal, 1947, № 1, p. 13; 1950, p. 3.

* А. Кнеспке, Hydrodynamische Theorie des Walzvorganges, Bergakademie, 1954, № 6, S. 1—11; реф. H. Sedlaczek, Stahl u. Eisen, 1955, № 9, S. 593—596; Freiburger Forschungshefte, 1957, № 16, S. 5—34. Здесь реф. Я. С. Галлая.

При малом угле

$$x = R \sin \varphi \approx R \varphi. \quad (2)$$

Подставляем (2) в (1):

$$h_x = h + R \varphi^2. \quad (3)$$

Обозначаем

$$\lambda = \sqrt{\frac{h}{R}}. \quad (4)$$

Тогда

$$h_x = R (\lambda^2 + \varphi^2), \quad (5)$$

$$H = R (\lambda^2 + \alpha^2). \quad (6)$$

Введем также обозначение

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{\varphi}{\lambda}. \quad (7)$$

Для точки входа в валки

$$\psi_0 = \operatorname{arctg} \frac{\alpha}{\lambda}; \quad (8)$$

для точки выхода из валков

$$\psi_1 = 0. \quad (9)$$

Подставив (4) и (7) в (5), получим

$$h_x = h (1 + \operatorname{tg}^2 \psi) = \frac{h}{\cos^2 \psi}. \quad (10)$$

Если принять, что металл в щели валков находится в виде вязкой жидкости, то его движение может быть выражено уравнением Навье-Стокса. Так как углы захвата при прокатке относительно невелики, то можно считать, что поверхность валков находится под небольшим углом к плоскости прокатки и, следовательно, горизонтальная скорость течения металла v_x является функцией вертикальной составляющей v_y , которая в свою очередь зависит от величины y . Составляющей скоростью v_x в направлении уширения можно пренебречь, так как ширина металла относительно велика и поэтому v_x мало.

Тогда дифференциальное уравнение изотропного давления течения будет:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} \eta, \quad (11)$$

где η — вязкость металла.

Если считать, что скорость металла на его поверхности рав-

на окружной скорости валков v в этой точке¹, то граничные условия для v_x будут:

$$v_x \Big|_{y=\frac{h_x}{2}} = v_x \Big|_{y=-\frac{h_x}{2}} = -v. \quad (12)$$

Интегрируя уравнение (11), получим

$$v_x = \frac{1}{2\eta} \frac{dp}{dx} y^2 + C_1 y + C_2. \quad (13)$$

После подстановки констант интегрирования

$$C_1 = 0 \text{ и } C_2 = -\frac{h_x^2}{8\eta} \frac{dp}{dx} - v$$

получим

$$v_x = \frac{4y^2 - h_x^2}{8\eta} \frac{dp}{dx} - v. \quad (14)$$

Секундный объем металла, протекающего через любое сечение щели валков:

$$V_c = -B \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} v_x dy = B \left(v h_x + \frac{h_x^3}{12\eta} \frac{dp}{dx} \right). \quad (15)$$

Так как $\frac{dV_c}{dx} = 0$,

то

$$\frac{1}{B} \frac{dV}{dx} = v \frac{dh_x}{dx} + \frac{d}{dx} \left(\frac{h_x^3}{12\eta} \frac{dp}{dx} \right) = 0. \quad (16)$$

Интегрируем (16):

$$v (h_x - h_k) = -\frac{h_x^3}{12\eta} \frac{dp}{dx}. \quad (17)$$

Откуда падение давления

$$\frac{dp}{dx} = -12\eta v \frac{h_x - h_k}{h_x^3}, \quad (18)$$

где h_k — высота щели валков, при которой давление течения достигает максимума.

¹ Т. е. отвергая всякое скольжение между металлом и валками (полное прилипание). *Прим. ред.*

Постоянный объем протекающего металла определится из (15) и (18):

$$V_c = B v h_k. \quad (19)$$

Средняя скорость течения металла в щели валков определяется при помощи (10):

$$\bar{v} = \frac{v h_k \cos^2 \psi}{h} = v \frac{h_k}{h_\lambda}. \quad (20)$$

Она минимальна в момент входа металла в валки:

$$\bar{v}_n = v \frac{h_k}{H} \quad (21)$$

и максимальна при выходе из валков:

$$\bar{v}_h = v \frac{h_k}{h}. \quad (22)$$

Толщина металла в критическом сечении

$$h_k = \frac{h}{\cos^2 \gamma}, \quad (23)$$

где γ — критический угол.

При h_k скорость течения металла v_x равна окружной скорости валков².

После преобразования (18) и (10) и интегрирования получим высоту в критическом сечении

$$\frac{h_k}{h} = \frac{2\psi_0 + 2\sin 2\psi_0}{\frac{3}{2}\psi_0 + \sin \psi_0 \cos^3 \psi_0 + \frac{3}{4}\sin 2\psi_0}. \quad (24)$$

При $\psi_0 = 0$ $h_k = h$. С увеличением ψ_0 растет h_k и при $\psi \rightarrow \frac{\pi}{2}$ h_k асимптотически приближается к $\frac{4}{3}h$.

Из (18) и (10) получаем

$$\frac{dp}{d\psi} = - \frac{12 \eta v}{R \lambda^3} \left(\cos^2 \psi - \frac{h_k}{h} \cos^4 \psi \right). \quad (25)$$

При граничных условиях $p(0) = p(\psi_0) = 0$ получаем после интегрирования и подстановки (4):

$$p \frac{R \lambda^3}{3 \eta v} = p \frac{h \lambda}{3 \eta v} = \left(\frac{3}{2} \psi_0 + \sin \psi_0 \cos^3 \psi_0 + \frac{3}{4} \sin 2\psi_0 \right) \frac{h_k}{h} - (2\psi_0 + 2 \sin 2\psi_0). \quad (26)$$

² Здесь везде автор подразумевает среднюю скорость течения в данном сечении. На всей поверхности контакта скорость потока принята равной скорости валков. *Прим. ред.*

На рис. 212 показано изменение давления при различных значениях $\frac{h_k}{h}$ и $\psi_0 = \arctg \frac{\alpha}{\sqrt{\frac{2h}{R}}}$.

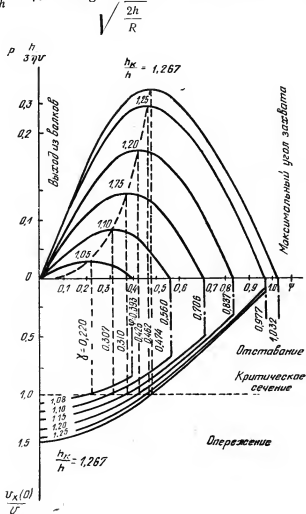


Рис. 212. Изменение давления при различных $\frac{h_k}{h}$ и ψ а также скорость течения металла v

Гидродинамическое давление при входе в валки равно нулю, затем оно возрастает до критического сечения и потом снова снижается до нуля в точке выхода из валков. Давление возрастает с

увеличением вязкости металла, повышением скорости v , увеличением вытяжки $\frac{H}{h}$, уменьшением конечной толщины h и падает с уменьшением радиуса валков. Условия надежного захвата металла валками определяются из (10) и (14):

$$\frac{v_h}{v} = \frac{1}{2} \left(\frac{3 h_k}{h} \cos^2 \psi_0 - 1 \right). \quad (27)$$

Это отношение должно быть положительным.

В нижней части рис. 212 показаны соответствующие скорости течения металла, подсчитанные по уравнению (27). Все максимальные давления находятся в критическом сечении, где $v_x = v$.

Суммарное давление на валки P складывается из статического P_0 и динамического P_1 :

$$P = P_0 + P_1. \quad (28)$$

В свою очередь

$$P_0 = Blk = BR \alpha_k = BR \lambda k \sqrt{\frac{H}{h} - 1}, \quad (29)$$

где $l = \sqrt{R(H-h)} \approx R \sin \alpha$;

k — давление течения.

Чтобы определить P_1 , разлагают нормальную силу на составляющие: горизонтальную $P_x \approx P \sin \varphi$ и вертикальную $P_y = P \cos \varphi$.

На элемент поверхности валка $BRd\varphi$ действует элементарная сила $pBRd\varphi$, которую можно разложить на две составляющие: $pBR \sin \varphi d\varphi$ и $pBR \cos \varphi d\varphi$. Кроме того, на этот же элемент действует тангенциальная сила трения, выражаемая сдвигающим напряжением:

$$\tau \bigg|_{y=\frac{h_x}{2}} = \eta \frac{\partial v_r}{\partial y} \bigg|_{y=\frac{h_x}{2}} = \frac{h_x}{2} \frac{dp}{dx} = \frac{h_x}{2R} \frac{dp}{d\varphi} = -q. \quad (30)$$

Откуда тангенциальная сила

$$qRd\varphi = \frac{h_x}{2} \frac{dp}{d\varphi} d\varphi, \quad (31)$$

а ее составляющие:

$$qR \sin \varphi d\varphi \text{ и } qR \cos \varphi d\varphi.$$

Динамическая горизонтальная сила выразится так:

$$P_x = P \sin \varphi = BR \int_0^{\alpha} p \sin \varphi d\varphi + B \int_0^{\alpha} \frac{dp}{d\varphi} \frac{h_x}{2} \cos \varphi d\varphi. \quad (32)$$

Динамическая вертикальная сила

$$P_y = P \cos \varphi = BR \int_0^{\alpha} p \cos \varphi d\varphi - B \int_0^{\alpha} \frac{dp}{d\varphi} \frac{h_x}{2} \sin \varphi d\varphi. \quad (33)$$

Произведя первое интегрирование (p меняется в границах интегрирования) и подставив из (5), получим:

$$P \sin \varphi = BR \int_0^{\alpha} \frac{dp}{d\varphi} \cos \varphi \left(1 + \frac{\lambda^2}{2} + \frac{\varphi^2}{2}\right) d\varphi, \quad (34)$$

$$P \cos \varphi = -BR \int_0^{\alpha} \frac{dp}{d\varphi} \sin \varphi \left(1 + \frac{\lambda^2}{2} + \frac{\varphi^2}{2}\right) d\varphi. \quad (35)$$

Из выражения (7) следует:

$$\frac{d\varphi}{d\psi} = \frac{\lambda}{\cos^2 \varphi} = \lambda (1 + \operatorname{tg}^2 \psi). \quad (36)$$

Подставив (36) в (35) и приняв, что при малом угле захвата $P \sin \varphi = 0$, получим

$$P_1 = P \cos \varphi = -BR \left(1 + \frac{\lambda^2}{2}\right)_{\lambda} \int_0^{\psi_0} \frac{dp}{d\psi} \operatorname{tg} \psi d\psi. \quad (37)$$

После интегрирования и преобразования получим

$$P_1 = 3 \eta B v \left(1 + \frac{2R}{h}\right) \sin^2 \psi_0 \left[1 - \frac{h_k}{2h} (1 + \cos^2 \psi_0)\right]. \quad (38)$$

Подставляя (38) и (29) в (28), получаем суммарное давление на валок P , которое, так же как и давление p , зависит от тех же параметров.

Среднее удельное давление, действующее на поверхность валков:

$$p_{\text{ср}} = \frac{P}{BR\alpha} \text{ или } p_{\text{ср}} = k + \frac{3}{2} \eta v \frac{1 + \frac{2R}{h}}{R\lambda} h(\psi_0). \quad (39)$$

Таким образом, сопротивление p состоит из статического со-

противления истечению k и динамического сопротивления, зависящего от скорости течения металла в щели валков³.

38. ИСТИННЫЕ УДЕЛЬНЫЕ ДАВЛЕНИЯ ПРИ ПЛЮЩЕНИИ*

Прокатку производили на ленточном двухвалковом стане $D = 136$ мм. Для определения истинного удельного давления в верхний валок вмонтировали измерительный прибор; общее давление определяли с помощью измерительных приборов на 40 т каждый, которые устанавливали под нажимные винты. Для записи измеряемых величин использовали шестишлейфный магнитный осциллограф.

Материалом** для исследования служили медные (99,99% Cu) прутки диаметром 10,0 мм. Перед прокаткой их отжигали при 600° , травили в 10%-ном растворе серной кислоты. После травления прутки проверяли на твердость и в качестве опытных отбирали только такие, которые имели одинаковую твердость. Предел прочности медных отожженных прутков составлял $22,4 \text{ кг/мм}^2$, относительное удлинение 54,0% и поперечное сужение 83,6%. Перед прокаткой прутки и валки для обезжиривания промывали бензолом и насухо протирали. Прокатку прутков вели на сухих валках.

Распределение истинного удельного давления в очаге деформации исследовали в трех сечениях, указанных стрелками на рис. 213. Во всех случаях прутки задавали в валки при помощи направляющих линеек.

Результаты*** исследования характера распределения истинного удельного давления в очаге деформации и его величины представлены на рис. 214.

На диаграммах d означает диаметр штифта измерительного прибора (мм), вмонтированного в верхний валок; l' — измеренную длину дуги захвата (в мм) с учетом упругой деформации

³ К сожалению, автор совсем не останавливается на физической сущности принимаемых им условий и на соответствии их действительным условиям прокатки. Без этого гидродинамическая теория прокатки не может казаться сколько-нибудь убедительной. Уместно отметить, что между процессами горячей и холодной прокатки настолько много общего, что они объединяются одной общей теорией прокатки. Вместе с тем аналогия между условиями холодной прокатки таких материалов, как например сталь, и условиями течения вязкой жидкости не воспринимается как реальная. *Прим. ред.*

* В. П. Северденко, И. Г. Астахов, Распределение удельного давления по контактной поверхности при прокатке прутков круглого сечения в гладких валках. Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат. 1954, в. 3, с. 64—65

**Ор. cit., с. 64.

*** Ор. cit., с. 67.

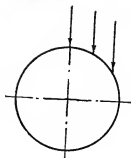


Рис. 213. Схема к определению удельного давления

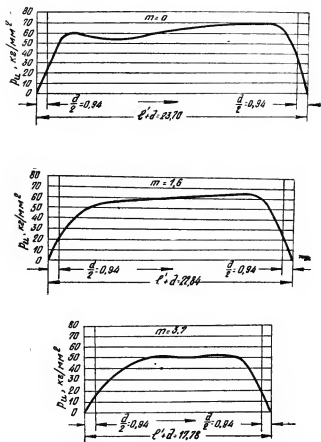


Рис. 214. Диаграммы истинного удельного давления
при $\frac{\Delta h}{H} 100 \approx 57\%$

валков; m — расстояние от вертикального диаметра прутка до середины отпечатка штифта измерительного прибора, вмонтированного в верхний валок; стрелкой показано направление прокатки.

На основании анализа результатов прокатки прутков круглого сечения в гладких валках можно сделать вывод о том, что характер распределения истинного удельного давления такой же, как и при прокатке полос прямоугольного сечения в гладких валках. Во всех случаях прокатки диаграммы состоят из трех ветвей: первой — круто поднимающейся, второй — горизонтальной или полого поднимающейся в направлении выхода полосы из валков и третьей — круто опускающейся вниз.

Максимальное * истинное удельное давление было получено посередине прутка, вблизи сечения, проходящего через вертикальный диаметр, и минимальное — на периферии прутка. Увеличение истинного удельного давления на середине прутка следует объяснить тремя причинами:

1) действием сил трения в поперечном направлении относительно оси прокатки;

2) неодинаковой степенью наклепа от края к середине прокатываемой полосы;

3) неравномерностью деформации по ширине прутка¹.

Влияние поперечного напряжения сил трения подробно рассмотрено в других работах^{2, 3}.

В табл. 29 приведены ** результаты прокатки прутков, проведенной с целью определения общего и среднего удельного давления.

Данные таблицы показывают, что по мере уменьшения относительного обжатия среднее удельное давление также уменьшается, причем при обжатии около 66% среднее удельное давление значительно меньше максимального истинного удельного давления.

* *Op. cit.*, стр. 68—69.

¹ Неравномерность обжатия вызывает в рассматриваемом случае продольные растягивающие напряжения по краям полосы и дополнительные, весьма значительные продольные напряжения сжатия в средней части по ширине прутка. То и другое существенно влияет на распределение давления по поперечной оси: по краям давление понижается, а в средней части возрастает ($\sigma_1 = \sigma_0 + \sigma_a$). *Прим. ред.*

² И. Г. Астахов, Труды Московского института стали, Металлургиздат, 1951, в. 30, с. 147—180, а также ч. VI, с. 173—178.

³ А. Я. Хейн, Процесс ленточной и тонколистовой прокатки, Металлургиздат, 1941.

** *Op. cit.*, с. 70—71.

Таблица 29

Определение общего и среднего удельного давлений при прокатке прутков

$\frac{H-h}{H}, 100\%$	Проекция контактной поверхности $F_x, \text{мм}$	Общее давление металла на валки $P, \text{кг}$	Среднее удельное давление металла на валки $p, \text{кг/мм}^2$
65,9	128,2	6800	53,3
51,0	107,7	5300	49,2
38,9	74,0	3200	43,2

39. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ НА ДАВЛЕНИЕ ПРОКАТКИ *

Оборудование и материал для опытов

Опыты производили на лабораторном прокатном стане Высшей технической школы в Аахене. Стан может работать как двухвалковый $D=300 \text{ мм}$ и четырехвалковый $D_{\text{раб}} = 130 \text{ мм}$, $D_{\text{оп}} = 300 \text{ мм}$, $L=300 \text{ мм}$. Валки из хромистой стали имели твердость около $100 H_{S_{\text{H}}}$ и шероховатость $0,3\text{—}0,4 \text{ м}$. Спереди и сзади стан был оборудован столами с боковыми проводками, что позволяло прокатывать полосы длиной около 5 м .

Для измерения давления применяли месдозы с проволочными датчиками¹. Показания всех приборов фотографировали специальной фотокамерой. Для прокатки были изготовлены полосы размерами $B = 30 \text{ мм}$, $H = 2,5; 1,23; 0,86 \text{ мм}$ из кипящей стали с $0,08\text{—}0,1\%$ С, спокойной стали с $0,09\text{—}0,10\%$ С и чистого алюминия (99%). Для этого горячекатаные полосы прокатывали в холодную на требуемые толщины (минимальное обжатие было 50%) и затем отжигали при 700° .

Кроме того, из спокойной стали изготавливали более тонкие полосы размером $37 \times 0,26 \text{ мм}$. Было прокатано по три серии полос каждой из толщин. В первой серии обжатие за проход составляло 30% ; во второй $16,3\%$ (за два прохода 30%); в третьей — $11,2\%$ (за три прохода 30%).

Тонкую стальную ленту прокатывали с обжатиями 10 и 15% , а чистый алюминий 30 и 40% .

Влияние диаметра валков выявляли путем прокатки в четырехвалковой клетки $D_{\text{раб}} = 128,5 \text{ мм}$ и двухвалковой клетки $D = 299,1 \text{ мм}$.

* J. Billigmann, A. Pomp, Untersuchungen über den Einfluss der Walzgeschwindigkeit auf den Walzdruck, die Festigkeitseigenschaften und die Banddicke beim Kaltwalzen von Bandstahl, Stahl u. Eisen, 1954, H. 8, S. 441—461, реф. Я. С. Галлая.

¹ R. B. Sims, J. A. Place, A. D. Morley, Engineering, 1952, v. 173, p. 116—119, 137—139.

Первую часть образцов прокатывали всухую, а вторую часть — со специальным маслом Shell — Voltöl — Gleitöl III, обладающим высокой несущей способностью, высокой прочностью пленки с хорошей смазывающей способностью.

Скорость при прокатке на валках малого диаметра составляла от 0,083 до 5 м/сек, а на валках большего диаметра — от 0,25 до 7,5 м/сек. В каждой серии опытов взято шесть ступеней скоростей, причем таким образом, что при прокатке на валках малого и большого диаметра было несколько одинаковых скоростей. Длина полос составляла от 3 (при малых скоростях) до 7 м (при больших скоростях). Прокатка в нескольких проходах осуществлялась всегда в одном и том же направлении, так как известно², что при перемене направления прокатки наклеп происходит несколько иначе, чем при прокатке только в одном направлении.

Все полосы были прокатаны без заднего и переднего натяжений до возможно более тонких размеров.

Обработка опытных данных

Так как абсолютные давления, измеренные во время опытов, нельзя непосредственно применять для расчетов, все данные были пересчитаны на относительные давления, т. е. на средние сопротивления деформации $p_{\text{ср}}$.

Давление при холодной прокатке можно с достаточной степенью точности подсчитать по формуле Экелунда³:

$$P_{\text{расч}} = p_{\text{ср}}' B_{\text{ср}} \sqrt{R(H-h)} \left[1 + \frac{1,6 f \sqrt{R(H-h)} - 1,2(H-h)}{H+h} \right]. \quad (1)$$

В этой формуле $p_{\text{ср}}$ можно подсчитать из полусуммы пределов прочности металла до и после прохода. Коэффициент трения f можно принять равным 0,05. Подсчитанные таким образом $P_{\text{расч}}$ для малых скоростей прокатки хорошо совпадают с опытными величинами $P_{\text{опытн}}$ для нескольких первых проходов. В последних проходах $P_{\text{опытн}}$ оказывается значительно выше $P_{\text{расч}}$, что и понятно, так как формула Экелунда не учитывает происходящего в этом случае сплющивания валков⁴.

² N. H. Polakowski, J. Iron a. Steel Inst., 1951, v. 169, p. 337—346; 1952, v. 172, p. 28—40.

³ S. Ekelund, Jernkont. Ann., 1927, v. 111, № 2, p. 39—97; а также ч. IV, стр. 221—230.

⁴ Вероятно, расхождение результатов вызывается также и тем, что сам данный метод подсчета не является сколько-нибудь точным в отношении величины $p_{\text{ср}}$ и оценки влияния условий напряженного состояния в зоне валков, причем неточность возрастает по мере утонения полосы. *Прим. ред.*

При холодной прокатке тонкого и наклепанного материала сплющивание, а следовательно, и увеличение длины хорды дуги захвата тем больше, чем тверже металл по отношению к твердости валков. Согласно наблюдениям Ундервуда⁵, сплющивание валков необходимо учитывать, когда $p_{\text{ср}} > 175 \text{ кг/мм}^2$. Эта граница хорошо подтверждается описанным выше сопоставлением $P_{\text{опытн}}$ и $P_{\text{расч}}$ по формуле Экелунда. Когда $p_{\text{ср}}$ было больше 170 кг/мм^2 , $P_{\text{расч}}$ получалось меньше $P_{\text{опытн}}$. Поэтому в данном случае необходимо подсчитывать сплющивание валков, что и делают Тринкс⁶, а также Стоун и Гринберг⁷. Однако этот подсчет очень сложен и недостаточно точен, так как точно неизвестны модуль упругости и коэффициенты Пуассона для материала валков. Поэтому при обработке опытных данных сплющивание валков не учитывали и среднее сопротивление деформации подсчитывали по общезвестной формуле

$$p_{\text{ср}} = \frac{P_{\text{опытн}}}{B_{\text{ср}} V K(H-h)}. \quad (2)$$

До значений 170 кг/мм^2 эта формула дает действительные реальные величины $p_{\text{ср}}$; при более высоких значениях — $p_{\text{ср}}$ получается выше действительных величин⁸. Поэтому полученные значения $p_{\text{ср}}$ в пределах от 170 до 500 кг/мм^2 можно применять для подсчетов давления прокатки тогда, когда рабочие валки имеют свойства, близкие или аналогичные свойствам лабораторных валков, на которых производились данные исследования⁹.

Опытные данные

На рис. 215 и 216 показано изменение сопротивления деформации $p_{\text{ср}}$ по мере утонения полосы при прокатке спокойной стали, причем на рис. 215 приведены данные прокатки всухую, а на рис. 216 — со смазкой. На каждом рисунке даны три кривые — для скорости прокатки 0,08; 0,75 и 5 м/сек. По мере утонения металла сопротивление деформации растет; после 170 кг/мм^2 кривые растут более круто, так как валки начинают сплющиваться.

⁵ L. R. Underwood, Iron and Steel Institute, 1946, Special Report № 34, p. 5—68.

⁶ W. Trinks, Blast Furn. and Steel Plant, 1937, № 3, p. 285—288; а также ч. III, стр. 293—295.

⁷ M. D. Stone, J. I. Greenberg, Iron and Steel Eng., 1943, № 2, p. 61—69, 72; а также ч. IV, стр. 344—356.

⁸ В связи с увеличением действительной поверхности контакта благодаря упругой деформации валков. *Прим. ред.*

⁹ В том смысле, что упругие деформации валков в этих двух случаях оказывают одинаковое влияние. *Прим. ред.*

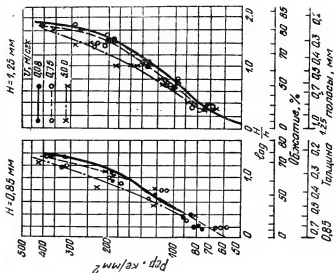


Рис. 215. Зависимость сопротивления деформации слюдойной стали от толщины полосы и обжатия при прокатке с разными скоростями в сухую. $D = 130 \text{ мм}$

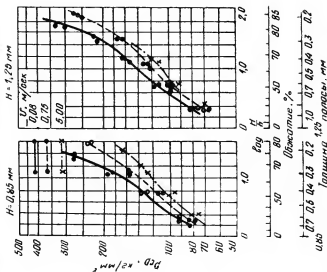


Рис. 216. Зависимость сопротивления деформации слюдойной стали от толщины полосы и обжатия при прокатке с разными скоростями со смазкой. $D = 130 \text{ мм}$

На основании данных рис. 215 и 216 построены кривые влияния скорости прокатки v на сопротивление металла деформации $P_{ср}$ (рис. 217 и 218) для различных конечных толщин, а следовательно, и суммарных деформаций. При прокатке без смазки (рис 217)

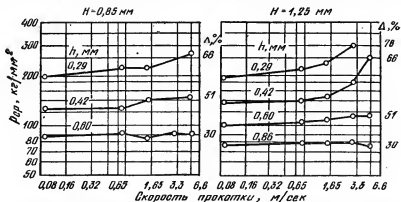


Рис. 217. Влияние скорости на сопротивление деформации спокойной стали при прокатке всухую

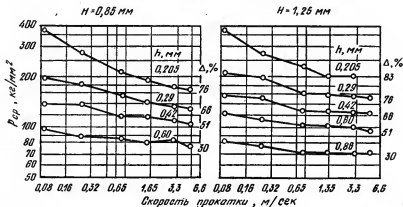


Рис. 218. Влияние скорости на сопротивление деформации спокойной стали при прокатке со смазкой

повышение скорости вначале не влияет на сопротивление деформации, а затем увеличивает $P_{ср}$, причем тем сильнее, чем тоньше полоса (т. е. чем выше суммарное обжатие). Благодаря увеличению скорости сопротивление деформации повышается максимум на 20%. Неравномерный характер кривых объясняется непредвиденным изменением коэффициента трения.

Совсем иначе влияет скорость при прокатке со смазкой

(рис. 218). При ее повышении сопротивление деформации снижается сначала быстро, а затем более плавно. Чем тоньше полоса, т. е. чем она сильнее обжимается, тем сильнее падает сопротивление деформации; однако даже при небольшом суммарном обжатии (30%) падение $p_{ср}$ весьма значительно. Например, при $H = 0,85$ и $h = 0,6$ мм повышение скорости с 0,08 до 5 м/сек снижает $p_{ср}$ с 99 до 79 кг/мм².

Из рис. 218 также следует, что степень деформации, а тем самым и предшествующий наклеп не влияет на зависимость $p_{ср}$ от v . Влияние оказывает только толщина полосы — чем она меньше, тем эффективнее сказывается скорость на снижение сопротивления деформации. На рис. 219 показано, как влияет отношение $\frac{h}{R}$ на эффек-

тивность действия скорости на сопротивление деформации; чем больше диаметр валков или чем меньше толщина полосы, тем сильнее изменяется $p_{ср}$ под влиянием скорости. Так, например, если при прокатке со скоростью 3,5 м/сек и $\frac{h}{R} = 0,0032$ притормозить валки до 0,1 м/сек, то сопротивление деформации возрастет на 80%, или в 1,8 раза.

Из рис. 220 еще более наглядно видно, что воздействие изменения скорости при смазанных валках зависит от отношения $\frac{h}{R}$ и обжатия за проход.

Аналогично влияние скорости при прокатке чистого алюминия со смазкой (рис 221). Разный характер кривых $p_{ср} - v$, полученных при прокатке всухую (см. рис. 217) и со смазкой (см. рис. 218), доказывает, что изменение сплющивания валков при переменной скорости существенно не влияет на характер наблюдаемого явления — изменение сопротивления деформации.

Влияние скорости прокатки на давление (среднее сопротив-

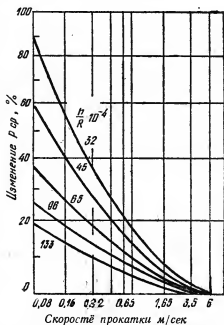


Рис. 219. Изменение сопротивления деформации под влиянием скорости при различных отношениях $\frac{h}{R}$. Обжатие за проход 30%. Прокатка велась с маслом. $H = 2,5; 1,25; 0,85$ мм

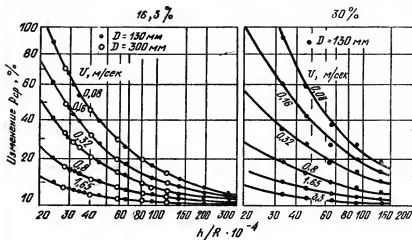


Рис. 220. Влияние $\frac{h}{R}$ на изменение сопротивления деформации при различных скоростях прокатки. Валки смазаны; $H = 2,5; 1,25; 0,85$ и $0,26$ мм. Сталь кипящая и спокойная

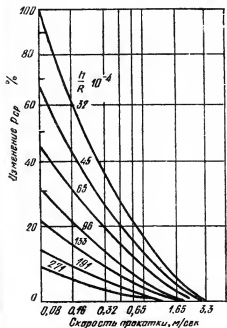
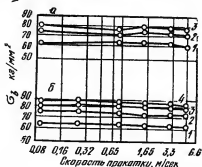


Рис. 221. Влияние скорости прокатки на изменение сопротивления деформации чистого алюминия при разных $\frac{h}{R}$. $D = 130$ мм; $\mu = 40\%$; $H = 2,5; 1,25$ и $0,85$ мм. Валки смазаны

ление деформации), по-видимому, может быть вызвано тремя причинами: 1) изменением свойств металла, вызванным различной степенью его нагрева; 2) изменением прочности металла, вызванным различной скоростью деформации; 3) изменением коэффициента трения между валками и металлом.

С повышением скорости прокатки температура металла становится все выше и может превысить 200° , причем в зоне деформации она может достичь значительно более высоких значений и, естественно, вызвать снижение прочности металла. Однако это влияние относительно невелико и перекрывается другими

Рис. 222. Влияние скорости прокатки на предел прочности спокойной марганцевой стали, прокатанной всухую (а) и со смазкой (б). $H = 0,85$ мм: 1 — $h=0,6$ мм; $\mu=30\%$; 2 — $h=0,42$ мм; $\mu=51\%$; 3 — $h=0,29$ мм; $\mu=66\%$; 4 — $h=0,205$ мм; $\mu=76\%$



факторами. Так как тепловыделение происходит не только благодаря выделению тепла деформации, но и вследствие перехода энергии трения в тепло, то естественно, что при прокатке без смазки следует ожидать более сильного нагрева металла. Однако это не подтверждается опытами. Даже при прокатке чистого алюминия, обладающего низкой температурой начала рекристаллизации, последняя не успевает произойти вследствие очень кратковременного подъема температуры, поэтому уменьшение прочности металла весьма незначительно, что и подтверждается опытными данными (рис. 222)¹⁰.

Прямо противоположно влияние скорости деформации, вызывающее рост сопротивления деформации. Можно считать, что обусловленное увеличение давления примерно равно снижению давления в результате нагрева. При малых скоростях прокатки влияние нагрева превалирует; при больших скоростях сильнее влияет скорость деформации. Поэтому при постоянном

¹⁰ Кроме рекристаллизации, следует учитывать разупрочнение, связанное с понижением внутренних напряжений. Обе эти величины должны прогрессировать с уменьшением скорости прокатки (увеличением времени протекания этих процессов). Таким образом, рассматриваемые факторы действуют в сторону повышения давления прокатки с увеличением ее скорости при известном температурном уровне металла в зоне валков. Однако само влияние скорости на температуру металла имеет обратный характер, что не позволяет оценить суммарный результат умозрительно. *Прим. ред.*

коэффициенте трения или при малом его влиянии, например при толстой полосе и малом диаметре валков, с увеличением скорости прокатки давление вначале немного падает, а затем несколько повышается.

Наибольшее влияние на давление прокатки скорость оказывает через изменение коэффициента трения. Поэтому получают разные зависимости при прокатке всухую и со смазкой.

При прокатке без смазки по мере повышения скорости коэффициент трения возрастает вследствие окисления от трения¹¹. Поэтому при прокатке всухую на больших скоростях давление повышается (см. рис. 217).

Если прокатка производится со смазкой, соотношения изменяются. При высоких скоростях смазка вызывает сильное снижение коэффициента трения, а при очень высоких — опять некоторое повышение. Когда поверхность контакта мала по сравнению с деформируемым объемом металла, изменение коэффициента трения мало влияет на давление и среднее сопротивление деформации. Это влияние тем значительнее, чем больше диаметр валков, чем тоньше прокатываемая лента и чем сильнее обжатие; поэтому при большом $\frac{h}{R}$ и малом обжатии за проход возрастание скорости не вызывает уменьшения давления. Это происходит лишь тогда, когда $\frac{l}{h}$ становится большим. В этом случае влияние скорости становится тем значительнее, чем меньше $\frac{h}{R}$ и чем больше обжатие.

Сопоставление опытных данных с результатами других исследований

Результаты данной работы, казалось бы, противоречат результатам более ранних исследований. Однако, с одной стороны, это объясняется недостаточно высокой измерительной техникой того времени, с другой стороны, — частными условиями прокатки (в опытах Люэга и Помпа¹² была прокатана полоса исходной толщиной $H=2$ мм в валках $D=185$ мм с обжатием 16%, т. е. $h=1,68$ мм и $\frac{h}{R} = 182 \cdot 10^{-4}$). Из рис. 219 и 220 следует, что при этом влияние скорости в исследованных пределах (до 0,3 м/сек) очень мало. Даже при обжатии 30%, $h=1,4$ мм и отношении $\frac{h}{R} = 151 \cdot 10^{-4}$ изменение давления при увеличении скорости с

¹¹ M. Fink, U. Hoffmann, Arch. Eisenhüttenw., 1932—1933, H. 6, S. 161—164.

¹² W. Lueg, A. Pomp, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1935, H. 20, S. 219—230, а также ч. III, стр. 270—273.

0,08 до 0,3 м/сек составляет всего 7%, что лежит в пределах ошибки старых месдоз.

Если обработать данные опытов Форда¹³ аналогично тому, как это сделано в данной работе, т. е. представить в двойных логарифмических координатах, то получатся кривые, аналогичные рис. 218.

Например, на рис. 223 представлены обработанные таким образом данные опытов Форда по прокатке меди. Кривые для при-

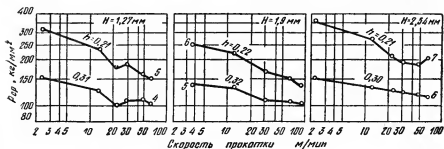


Рис. 223. Влияние скорости на p_{cp} при прокатке со смазкой меди различной толщины (опыты Форда). $D=250$ мм; $u=30\%$; № проходов 4—7

мерно одинаковой толщины h снижаются почти аналогично независимо от того, что исходная толщина H и, следовательно, наклеп были различными. Тем самым подтверждается сделанный ранее вывод о том, что первоначальный наклеп не влияет на характер зависимости изменения давления от скорости.

Обработанные данные опытов Форда (рис. 224) также подтверждают вывод о том, что уменьшение сопротивления металла деформации p_{cp} с увеличением скорости зависит не только от h или $\frac{h}{R}$, но и от обжатия; чем последнее больше, тем круче идут линии для одинаковых конечных толщин h (рис. 224). Кроме того, падение кривой p_{cp} при $h = 0,22$ мм, $u = 20\%$ аналогично ходу кривых при $h = 0,32$, $u = 33\%$; при $h = 0,46$ мм, $u = 40\%$ и $h = 0,65$ мм, $u = 60\%$. Отсюда следует, что граница влияния скорости зависит от обжатия. При больших обжатиях за проход влияние скорости начинается при более толстых полосах. Из рис. 224 следует, что такой границей является толщина $h = 0,6$ мм при $u = 20\%$; $h = 0,8$ мм при $u = 33\%$; $h = 1$ мм при $u = 40\%$. При $u = 60\%$ эта граница в опытах Форда не была достигнута, но она, по-видимому, лежит при $h = 1,5$ мм.

¹³ H. Ford, J. Iron a. Steel Inst, 1947, v. 156, p. 380—398; ч. VI, стр. 94.

а также

Из этих сравнительных цифр и из соотношений, вытекающих из изложенной работы, следует, что при падении скорости обжатия и толщина (или $\frac{h}{R}$) действуют на изменение давления взаимно противоположно. Это можно характеризовать следующим отношением:

$$\frac{h}{R} = \sqrt{\frac{u}{1-u}}.$$

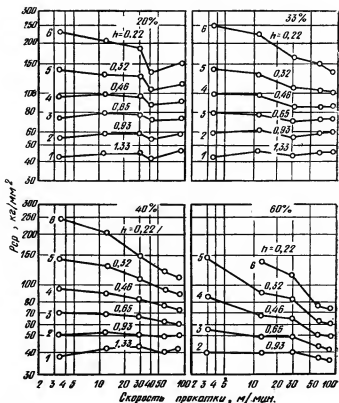


Рис. 224. Влияние скорости на сопротивление деформации при прокатке меди с различными обжатиями (опыты Форда). Валки $D = 250$ мм, смазаны. $H = 1,9$ мм. № проходов — 1—6

Следовательно, обжатие u или отношение $\frac{h}{R}$ можно изменять в этой пропорции и это не будет оказывать никакого воздействия на влияние скорости на P_{cp} .

Из описанных опытов со сталью и алюминием и опытов Форда с медью следует, что характер зависимости $p_{\text{ср}}$ от v при данных $\frac{h}{R}$ и μ одинаков, но кривые для сталей ложатся более круто, чем для цветных металлов.

Влияние скорости на коэффициент трения

Выше упоминалось, что с повышением скорости прокатки коэффициент трения падает, а при очень больших скоростях снова начинает возрастать. Эта зависимость была установлена Тринксом¹⁴, Дальстромом¹⁵, Полаковским¹⁶ и Симсом и Артуром¹⁷. Однако ни один из этих авторов не дал удовлетворительного объяснения этому явлению.



Если рассматривать валок как цапфу, а прокатываемую часть металла, находящуюся в щели валков, как вкладыш, то для разъяснения влияния скорости можно привлечь теорию трения и смазки подшипников. Из кривой Штрибека¹⁸ следует (рис. 225),

¹⁴ W. Trinks, Blast Furnace a. Steel Plant, 1937, № 7, p. 713—715.

¹⁵ G. E. Stolz, I. W. Brinks, Iron a. Steel Eng., 1950, № 10, p. 69—88.

¹⁶ N. H. Polakowski, Sheet Metal Industries, 1950, v. 27, p. 389—399, 402.

¹⁷ R. B. Sims, D. F. Arthur, J. Iron a. Steel Inst., 1952, v. 172, № 3, p. 285—295, а также ч. V, с. 75.

¹⁸ R. Stribeck, Zeitschrift VDI, 1902, B. 46, S. 1341—1348, 1432—1438, 1463—1470.

что с повышением скорости коэффициент трения сначала резко падает, а затем при больших скоростях снова немного возрастает. Падение коэффициента трения в первой части кривой объясняется тем, что с увеличением скорости полусухое трение переходит в полужидкостное. В этой области свойства трущихся тел имеют преобладающее значение. При дальнейшем увеличении скорости благодаря гидродинамическому эффекту трение из полужидкостного переходит в жидкостное, и коэффициент трения еще больше понижается. Здесь его величина уже зависит от свойств смазки. При еще большем увеличении скорости внутреннее сопротивление смазки возрастает и коэффициент трения несколько увеличивается. Аналогичные явления, очевидно, происходят и в щели валков¹⁹.

В связи с указанным легко объяснить явления, наблюдавшиеся в опытах Симса и Артура¹⁷. Когда они в качестве смазки применяли графит, тальк или вермикулит, то не обнаруживалось влияния скорости. Эти твердые смазывающие вещества не подвержены явлениям, описанным в связи с рис. 225. При их использовании не возникает области жидкостного трения и поэтому даже при больших скоростях коэффициент трения остается относительно высоким²⁰.

40. ДАВЛЕНИЕ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ С НАТЯЖЕНИЕМ *

Исходным уравнением для определения общего давления металла на валки и распределения удельного давления по дуге захвата служит дифференциальное уравнение равновесия¹. Это уравнение получается из рассмотрения условий равновесия элемента, выделенного в зоне деформации. При скольжении с сухим трением, пренебрегая влиянием зоны прилипания и неравномерностью пластической деформации по сечению, получим

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{y} \cdot \frac{dy}{dx} \pm \frac{f}{y} p_x = 0, \quad (1)^2$$

¹⁹ Авторы упускают из виду, что даже при очень больших скоростях прокатки относительная скорость валков (по отношению к металлу) у входа и выхода из щели невелика, а при переходе к нейтральному сечению равна нулю. Таким образом, аналогия с подшипниками недопустима. *Прим. ред.*

²⁰ Весьма интересные опытные данные, полученные авторами, указывают, в частности, на большую сложность факторов, влияющих на давление при холодной прокатке и требующих дальнейшего изучения (температурные условия; поведение смазки и др.). *Прим. ред.*

* А. И. Целиков, А. В. Третьяков, Подсчет давления металла на валки при холодной прокатке с учетом натяжения и наклепа, Вестник машиностроения, 1954, № 12, с. 10—12.

¹ А. И. Целиков, Прокатные станы, Металлургиздат, 1946, с. 49.

² Это уравнение Кармана см. Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 2, S. 139—141, а также ч. 1, стр. 62.

где k — сопротивление пластической деформации при плоскодеформированном состоянии;

p_x — удельное давление.

В целях упрощения решения этого уравнения примем, что $k = p_x$ (вследствие незначительности угла захвата и, следовательно, величины производной $\frac{dy}{dx} = \tan \varphi$ при холодной прокатке тонких листов и лент).

После подстановки дифференциальное уравнение удельного давления будет

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{p_x}{y} \cdot \frac{dy}{dx} \pm \frac{f}{y} p_x = 0. \quad (2)$$

Так как в этом уравнении переменные разделяются, то его легко решить непосредственным интегрированием.

Разделив переменные, имеем

$$\frac{dp_x}{p_x} = \frac{dy}{y} \mp \frac{f}{y} dx.$$

Заменяя

$$dx = \frac{2l}{\Delta h} dy,$$

получим

$$\frac{dp_x}{p_x} = \frac{dy}{y} \mp \frac{\delta}{y} dy,$$

где

$$\delta = \frac{2fl}{\Delta h}.$$

Интегрируя последнее уравнение, найдем общее решение:

$$\ln p_x = \ln y \mp \delta \ln y + \ln c.$$

Следовательно, для зоны отставания

$$p_x = y^{1-\delta} \cdot c_0, \quad (3)$$

а для зоны опережения

$$p_x = y^{1+\delta} \cdot c_1. \quad (4)$$

Для определения c_0 и c_1 начальные условия будут:

$$p_x = \xi_0 k \text{ при } y = \frac{H}{2} \text{ и } p_x = \xi_1 k \text{ при } y = \frac{h}{2}, \text{ где } \xi_0 = 1 - \frac{\sigma_a}{k} \text{ и } \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_n}{k},$$

тогда

$$c_0 = \xi_0 k \left(\frac{H}{2} \right)^{\delta-1}$$

и

$$c_1 = \xi_1 k \left(\frac{2}{h} \right)^{\delta+1}.$$

Подставив полученные значения c_0 и c_1 в уравнение (3) и (4) и заменив $y = \frac{h_x}{2}$, получим окончательные выражения для удельного давления:

в зоне отставания

$$p_x = \xi_0 k \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta-1}; \quad (5)$$

в зоне опережения

$$p_x = \xi_1 k \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta+1}. \quad (6)$$

Если прокатка происходит без натяжения и при отсутствии воздействия на прокатываемую полосу каких-либо внешних условий, кроме давления валков, то натяжения σ_z (при входе полосы) и σ_n (при выходе) будут равны нулю³.

Тогда уравнения (5) и (6) примут вид:
для зоны отставания

$$p_x = k \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta-1}, \quad (7)$$

для зоны опережения

$$p_x = k \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta+1}. \quad (8)$$

Полученные для удельного давления в зоне деформации новые формулы (5), (6) и (7), (8) значительно проще и точнее применяемых в настоящее время.

Кроме того, значительно упрощается формула для определения нейтрального сечения. Положение нейтрального сечения примерно будет соответствовать точке пересечения кривых, характеризующих величину удельного давления в зонах отставания и опережения. Следовательно, высоту нейтрального сечения можно определить при совместном решении уравнений (5) и (6), полагая $h_x = h_n$, т. е.

$$\xi_0 k \left(\frac{H}{h_n} \right)^{\delta-1} = \xi_1 k \left(\frac{h_n}{h} \right)^{\delta+1};$$

³ К «внешним условиям» относится весьма заметное воздействие внешних частей прокатываемой полосы, благодаря которому напряжения σ_z и σ_n не равны нулю во всех случаях процесса прокатки (в его установившейся стадии). *Прим. ред.*

тогда

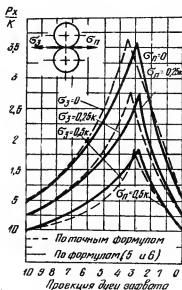
$$h_n = \sqrt[2\delta]{\frac{\xi_0}{\xi_1} H^{\delta-1} \cdot h^{\delta+1}}, \quad (9)$$

а при прокатке без натяжения, когда $\xi_0 = \xi_1 = 1$.

$$h_n = \sqrt[2\delta]{H^{\delta-1} \cdot h^{\delta+1}}. \quad (10)$$

По более точным уравнениям А. И. Целикова¹ и упрощенным уравнениям (5) и (6) распределения удельных давлений были построены эпюры при различных комбинациях переднего и заднего натяжений (рис. 226) для одинаковых условий

Рис. 226. Эпюры распределения удельных давлений при различном сочетании переднего и заднего натяжений



прокатки ($H=2$ мм; $h=1$ мм; $D=200$ мм; $f=0,2$; $\frac{H-h}{H} 100=50\%$;

$\sigma_s = 30$ кг/мм²; $k = 1,15 \sigma_s$) и планиметрированием определены площади эпюр, представляющие собой величину давления металла на валки на единицу ширины полосы.

Данные анализа помещены в табл. 30.

Как видно из таблицы, площади эпюр, построенных по уравнениям А. И. Целикова и по новым уравнениям (5) и (6) без натяжения и с различными натяжениями, различаются всего на 1—2,5%.

Исходя из уравнений (5) и (6) распределения удельного давления по дуге захвата, можно найти и общее давление металла на валки при прокатке с учетом натяжения и наклепа. Как из-

Таблица 30

Сравнение площадей эпор распределения удельных давлений, подсчитанных по старой и новой формулам

Величины натяжения		Площадь эпоры		Разница %
σ_3	σ_n	по формуле А. И. Целикова	по новой формуле	
0	0	76	75	1,3
0	0,25κ	65	64	1,5
0,25κ	0,25κ	57	56	1,7
0	0,5κ	52,8	52	1,5
0,5κ	0,5κ	37	38	2,7

вестно, общее давление металла на валки при прокатке может быть с некоторым приближением определено по формуле

$$P = \frac{B_1 + B_2}{2} \int_0^l p_x dx.$$

Подставляя в эту формулу функциональную зависимость $p_x = \psi(x)$ согласно уравнениям (5) и (6) и учитывая, что $dx = \frac{l}{\Delta h} dy_x$, получим

$$P = \frac{B_1 + B_2}{2} \frac{lk}{\Delta h} \left[\int_{h_n}^H \xi_0 \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta-1} dh_x + \int_h^{h_n} \xi_1 \left(\frac{h_n}{h} \right)^{\delta+1} dh \right]. \quad (11)$$

После интегрирования получим новую уточненную формулу для определения давления металла на валки с учетом натяжения:

$$P = \frac{B_1 + B_2}{2} \cdot \frac{lk}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{H}{\delta-2} \left[\left(\frac{H}{h_n} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \right. \\ \left. + \xi_1 \frac{h}{\delta+2} \left[\left(\frac{h_n}{h} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\}. \quad (12)$$

Если учесть наклеп по дуге захвата, считая, что в зоне отстаивания $k=k_0$, а в зоне опережения $k=k_1$, то эта последняя формула примет, очевидно, следующий вид:

$$P = \frac{B_1 + B_2}{2} \cdot \frac{l}{\Delta h} \left\{ \xi_0 k_0 \frac{H}{\delta-2} \left[\left(\frac{H}{h_n} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \right. \\ \left. + \xi_1 k_1 \frac{h}{\delta+2} \left[\left(\frac{h_n}{h} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\}. \quad (13)$$

Среднее удельное давление определится после деления обеих частей уравнения на величину контактной поверхности:

$$p_{\text{ср}} = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 k_0 \frac{H}{\delta - 2} \left[\left(\frac{H}{h_n} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \right. \\ \left. + \xi_1 k_1 \frac{h}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_n}{h} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\}. \quad (14)$$

Новым уточненным уравнением можно также пользоваться при подсчетах давления на валки без учета натяжения, т. е. при $\xi_0 = \xi_1 = 1$.

В целях сравнения по старой формуле и по предлагаемой уточненной формуле (14) построен график среднего удельного давления в зависимости от относительного обжатия (рис. 227). Как видно из графика, среднее удельное давление, подсчитанное по старой формуле до обжатия 25%, несколько больше, чем среднее удельное давление, подсчитанное по формуле (14); при обжатии больше 25% подсчеты по старой формуле несколько занижают среднее удельное давление.

Так как формула (14) выведена нами путем непосредственного интегрирования дифференциального уравнения, т. е. с меньшими допущениями, чем старая формула, то новую формулу можно считать более точной и вполне применимой при практических подсчетах давления металла на валки⁴.

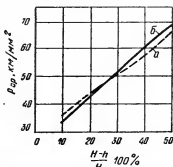


Рис. 227. Зависимость $p_{\text{ср}}$ от обжатия по старой (а) и новой (б) формуле

41. ФОРМУЛА УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ С УЧЕТОМ ПРИЛИПАНИЯ *

В нашей работе¹ теоретически установлено, что при прокатке широкой полосы, когда уширением можно пренебречь, коэффи-

⁴ Результаты подсчета по данной формуле, так же как и по формуле этого же ряда других авторов, дают значение среднего удельного давления, определяющего после распространения на всю контактную поверхность давление металла на валки P . Однако полное давление включает еще вертикальную составляющую равнодействующей сил трения T_z (причем $T_z = T_{zI} - T_{zII}$). При обычных обратных определениях среднего удельного давления опытным путем это добавочное влияние сил трения в получаемый результат уже входит, что влияет на разницу между опытным средним удельным давлением и расчетным. *Прим. ред.*

* А. А. Королев, Определение давления металла на валки прокатного стана с учетом зоны прилипания, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1955, кн. 73, Прокатные станы, в. 5, с. 179—189.

¹ А. А. Королев, Новые исследования деформации металла при прокатке, Машгиз, 1953, с. 101—107, 142—230.

коэффициент трения f между металлом и валком не может превышать 0,5 и при этом значении f зона прилипания распространяется на всю область деформации независимо от величины обжатия².

Таким образом, описанные Н. А. Соболевским³ примеры прилипания металла к валкам по всей контактной поверхности могли иметь место только при горячей прокатке с большим коэффициентом внешнего трения $f \approx 0,5$.

При значениях коэффициента трения f меньше 0,5 зона прилипания располагается только в средней части дуги захвата, причем протяженность зоны прилипания зависит от величины обжатия при данном значении f . Интересно также отметить, что при этом, как показал теоретический анализ, с увеличением относительного обжатия (при $\alpha = \text{const}$) протяженность зоны прилипания (отношение $\frac{l_n}{l}$) увеличивается. Этот анализ не подтверждает вывода А. И. Целикова в той его части, что с увеличением $\frac{H}{l}$ (т. е. уменьшением u при $l = \text{const}$) протяженность зоны прилипания увеличивается. Таким образом, указанное положение требует дальнейшей экспериментальной проверки⁴.

Однако если в настоящее время для определения протяженности зоны прилипания при различных случаях прокатки уже найдены расчетные формулы, то имеющиеся формулы для определения давления при прокатке с учетом зоны прилипания требуют пересмотра. Это объясняется тем, что последние выведены из условия сухого трения скольжения по всей дуге захвата ($t_x = f p_x$), т. е. исходя из теории Кармана, недостатки которой выявили наши ученые, установив наличие зоны прилипания.

Таким образом, задачи дальнейшего развития теории прокатки, практика расчетов прокатных станов и их эксплуатации требуют уточнения вопроса о давлении металла на валки с учетом

² Точка зрения о том, что коэффициент трения при прокатке не может превышать 0,5 встречается в зарубежной и в отечественной литературе, причем основанием служит известная связь между величиной максимального касательного напряжения и значением нормального напряжения. Ввиду наличия выравнивающего действия жестких концов полосы, препятствующего смещению слоев полосы, и особой природы сил трения и характера их действия возможность отнесения к ним указанной связи сомнительна и признается далеко не всеми. *Прим. ред.*

³ Советская металлургия, 1933, № 8—9, с. 423—443, а также ч. III, стр. 101—121.

⁴ Тщательное экспериментальное исследование в широком диапазоне условий процесса прокатки необходимо в отношении всего вопроса о скольжении между металлом и валками с установлением условий существования прилипания. В настоящее время разработаны точные методы непосредственного определения и фиксации скольжения (того и другого знака), в частности посредством «валкового торсиометра с разрезом» (Научные доклады высшей школы, Металлургия, 1958, № 1, стр. 146—149). *Прим. ред.*

прилипания (равенство скоростей валков и металла в любой точке по длине контакта и неравномерность скоростей по высоте в любом сечении).

Рассмотрим этот вопрос, начиная не с общего случая (наличие зон скольжения и прилипания одновременно), а с частного, когда вся зона деформации по контактной длине представляет собой зону прилипания⁵ (горячая прокатка широкой полосы ($\Delta B = 0$), когда $f \approx 0,5$).

*Давление на валки при наличии зоны прилипания
по всей длине контакта металла с валками*

Общее дифференциальное уравнение удельных давлений по дуге захвата, как известно, имеет вид⁶:

$$-\frac{dp_x}{dx} + \frac{k}{y} \frac{dy}{dx} \mp \frac{t_x}{y} = 0 \quad (1)$$

(без учета упрочнения металла; направление осей координат согласно рис. 228).

Это уравнение (вернее два уравнения) составлено при рассмотрении условия равновесия всех сил, действующих на выделенные элементы металла шириной dx , отдельно в зоне отставания (знак минус перед t_x) и в зоне опережения (знак плюс перед t_x). Формально и по существу это уравнение составлено неправильно, так как с самого начала было принято, что зона деформации состоит только из двух зон — зоны отставания и зоны опережения и что в нейтральном сечении (граница этих зон) контактные силы трения резко, скачкообразно меняют свой знак⁷.

Таким образом, заранее предполагалось, что в уравнение (1) согласно теории Кармана подставляется условие сухого трения скольжения как слева от нейтрального сечения ($-t_x = f p_x$), так и справа ($+t_x = f p_x$). Вполне очевидно, что эпюра контактных сил трения в зоне деформации не может иметь скачкообразного

⁵ Вопрос о давлении металла на валки в этих условиях (полное прилипание) рассматривается в иностранной литературе (Kneschke A., Bergakadem.e, 1954, № 6, 1—11; Freiburger Forschungshefte, 1957, № 16, S. 5—34, а также ч. VI, с. 324; Sims R. B., Proc., Inst. of Mechanical Engineers, 1954, v. 168, № 6, p. 191—200, а также ч. VI, с. 315. Прим. ред.

⁶ Это уравнение Кармана, см. Т. Карман, Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 2, S. 139—141, а также ч. I, с. 62.

⁷ Если и имеются некоторые условия большего или меньшего развития зоны прилипания, то в достаточно широком диапазоне обычных условий прокатки существует только двухзонный очаг деформации (отставание; опережение), что доказывается непосредственными опытными исследованиями, проводимыми современными точными методами. Таким образом, категоричность автора в данном вопросе беспочвенна. Прим. ред.

изменения от $+t_{\max}$ к $-t_{\max}$, как это принимается в теории Кармана, так как в зеве валков происходит физический регулярный процесс, протекающий во времени, когда постепенное накопление происходящих явлений вызывает скачкообразное каче-

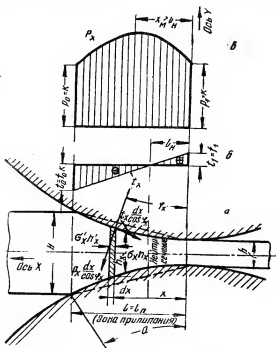


Рис. 228. Распределение по дуге захвата (ее проекции на горизонталь) удельных давлений p_x и контактных сил трения t_x при наличии зоны прилипания по всей дуге захвата при горячей прокатке ($f = 0,5$):

а — схема действия сил на элемент металла в зоне деформации; б — эпюра t_x ; в — эпюра p_x .

ственное (а не количественное) изменение (т. е. изменение знака) касательных сил трения. Согласно теории Кармана, на выводах которой основаны имеющиеся в литературе расчетные формулы для подсчета удельных давлений металла на валки, контактные силы трения пропорциональны удельным (нормальным) давлениям: $t_x = f p_x$. При наличии в зеве валков двух зон, в которых относительные движения металла по длине контакта имеют разные знаки, функция $t_x = f p_x$ претерпевает разрыв непрерывности в нейтральном сечении, что, как уже указано выше, невозможно в реальном процессе.

Неправильность предпосылки $t_x = \pm [p_x]$ по теории Кармана обнаружилась со всей наглядностью при проведении экспериментальных измерений¹ удельных давлений с помощью весьма чувствительной измерительной аппаратуры. Полученные нами экспериментальные эпюры удельных давлений при холодной и горячей прокатке имели выпуклые ветви (входную и выходную) и куполообразную вершину максимальных удельных давлений, между тем как по теории Кармана эпюра удельных давлений имеет вид, показанный на рис. 233 (кривая 3).

Таким образом, для регулярного физико-механического процесса в зеве валков следует составлять не два, а одно уравнение равновесия элемента шириной dx , выделенного в любом месте по длине дуги захвата:

$$-\frac{dp_x}{dx} + \frac{k}{y} \frac{dy}{dx} + \frac{t_x}{y} = 0. \quad (2)$$

В этом уравнении контактная сила трения t_x , отнесенная к ширине полосы $B=1$, должна быть выражена как функция от x , предусматривающая изменение знака при некотором определенном значении отношения $\frac{x'}{l}$.

Из-за трудностей постановки соответствующих экспериментов в литературе до сих пор нет данных о величине и распределении контактных сил трения при прокатке и изменении коэффициента внешнего трения по длине дуги захвата⁸. Однако наши экспериментальные исследования удельных давлений¹ позволили косвенным путем [путем электрического и графического дифференцирования функции p_x по x , т. е. экспериментального определения $\frac{dp_x}{dx}$ в уравнении (1)] установить, что в средней части дуги захвата закон изменения контактных сил трения может быть принят прямолинейным⁹. Для рассматриваемого случая сплошной зоны прилипания (отсутствия скольжения металла по валкам) по всей дуге захвата при горячей прокатке и при $f \approx 0,5$ на основании изложенного примем, что эпюра сил трения t_x по дуге захвата имеет вид, показанный на рис. 228.

Изменение t_x по длине зоны деформации можно выразить формулой

$$t_x = t_1 \left(1 - \frac{x}{l_h} \right), \quad (3)$$

⁸ В настоящее время методы непосредственного определения скольжения и закона распределения трения по поверхности контакта разработаны. В частности, большие возможности дает метод «валкового торсиометра с разрезом» (см. примечание⁴). *Прим. ред.*

⁹ См. ч. V, с. 58.

справедливой и для зоны справа от нейтрального сечения, когда $x < l_n$ (зона опережения), т. е.

$$t_x = +t_1 \left(1 - \frac{x}{l_n}\right), \quad (4)$$

и для зоны слева от нейтрального сечения, когда $x > l_n$ (зона отставания), т. е.

$$t_x = -t_1 \left(\frac{x}{l_n} - 1\right). \quad (5)^{10}$$

В этих формулах t_1 — контактная сила трения в сечении выхода из валков.

Дифференциальное уравнение (2) будет при этом иметь вид

$$-\frac{dp_x}{dx} + \frac{k}{y} \frac{dy}{dx} + t_1 \left(1 - \frac{x}{l_n}\right) \frac{1}{y} = 0$$

или, после смены знаков,

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{k}{y} \frac{dy}{dx} - t_1 \left(1 - \frac{x}{l_n}\right) \frac{1}{y} = 0. \quad (6)$$

Таким образом, удельное давление в зоне деформации нами выражено одним уравнением.

Проанализируем уравнение (6).

Предположим, что $\frac{dp_x}{dx} = 0$; очевидно, что, когда производная равна нулю, функция должна иметь максимум.

Так как изменение p_x по теории Кармана выражается двумя самостоятельными уравнениями (1) (знаки \pm перед t_x), то в них нельзя приравнять производную нулю; максимум удельных давлений находится только пересечением правой и левой ветвей эпюры, графически построенных по уравнению (1) при $t_x = f p_x$. Это пересечение давало также и положение нейтрального сечения, т. е. $x_m = l_n$.

В нашем случае, когда изменение p_x по дуге захвата выражается одним уравнением (6), максимум функции p_x может быть определен аналитически при $\frac{dp_x}{dx} = 0$. При этом сразу можно сделать следующие три вывода:

¹⁰ Сами понятия «зоны опережения» и «зоны отставания» при существовании сплошной зоны прилипания (отсутствие скольжения металла по валкам), конечно, требуют самого тщательного обсуждения. Какова степень развития этих явлений? Если они проявляются так же, как и при двухзональном очаге деформации, то какова же величина смещения основной массы металла относительно его поверхностных слоев, слипшихся с поверхностью валков и т. д.? Взвешивая возможность подобного смещения при наличии выравнивающего воздействия «жестких концов» полосы, вполне естественно в ней сомневаться. *Прим. ред.*

1. Согласно уравнениям (2) и (6) при $\frac{dp_r}{dx} = 0$ контактная сила трения не равна нулю. Поэтому сечение максимального удельного давления не совпадает с нейтральным сечением, т. е. $x_m \neq l_n$.

2. Согласно этим уравнениям получим

$$t_x = t_1 \left(1 - \frac{x_m}{l_n} \right) = -k \frac{dy}{dx}. \quad (7)$$

Поскольку в сечении x_p сила трения имеет отрицательный знак, сечение максимального удельного давления расположено слева от нейтрального сечения (при направлении осей координат, принятом на рис. 228), т. е. дальше по оси валков. Таким образом, $x_m < l_n$.

Так как

$$\frac{dy}{dx} \approx \frac{\Delta h}{2l} \approx \frac{\alpha}{2}$$

(α — угол захвата в радианах, равный $\sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$), уравнение (7) можно представить также в следующем виде:

$$t_x = t_1 \left(1 - \frac{x_m}{l_n} \right) = -k \frac{\alpha}{2}. \quad (8)$$

При горячей прокатке широких полос обычно $\alpha = 0,2-0,3$, поэтому получим

$$t_x = -(0,1 \div 0,15) k \approx -(0,115 \div 0,177) \sigma_s,$$

где $k \approx 1,15 \sigma_s$.

3. Из выражения (8) находим, что

$$x_m = l_n \left(1 + \frac{k}{t_1} \frac{\alpha}{2} \right) \geq l_n. \quad (9)$$

Таким образом, сечение максимального удельного давления расположено дальше от оси валков, чем нейтральное сечение.

Для дальнейших выводов приравняем дугу захвата хорде, что вполне допустимо для небольших углов захвата ($\alpha \leq 0,2 \div 0,3$).

Получаем

$$\left. \begin{aligned} y &= \frac{\Delta h}{2l} x + \frac{h}{2} = \frac{\alpha}{2} x + \frac{h}{2}; \\ x &= \left(y - \frac{h}{2} \right) \frac{2}{\alpha}; \\ \frac{x}{y} &= \frac{2}{\alpha} - \frac{h}{\alpha y}; \\ dx &= \frac{2}{\alpha} dy. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Дифференциальное уравнение удельных давлений приобретает следующий окончательный вид для случая зон прилипания по всей дуге захвата:

$$\frac{dp_x}{dx} - \left[k \frac{a}{2} + t_1 \left(1 - \frac{x}{l_n} \right) \right] \frac{1}{y} = 0. \quad (11)$$

Пользуясь формулами (10), после интегрирования получим

$$p_x = a \ln y - by + C. \quad (12)$$

Постоянную C найдем из начальных условий: положим, что в сечении выхода

$$y = \frac{h}{2} \text{ и } p_x = p_1;$$

тогда

$$C = p_1 - a \ln \frac{h}{2} + b \frac{h}{2}.$$

Распределение удельных давлений по дуге захвата (вернее, по ее горизонтальной проекции) будет выражаться уравнением

$$p_x = p_1 + a \ln \left(\frac{2y}{h} \right) - b \left(y - \frac{h}{2} \right), \quad (13)$$

в котором

$$a = k + t_1 \left(1 + \frac{h}{a l_n} \right) \frac{2}{a} \text{ и } b = 4 \frac{t_1}{a^2 l_n}. \quad (14)$$

Анализ уравнения (2) на максимум при $\frac{dp_x}{dx} = 0$ дает уравнение (9), полученное раньше. Построенная по формуле (9) эпюра удельных давлений будет иметь куполообразный вид, показанный на рис. 228, что соответствует экспериментальным эпюрам, полученным при горячей прокатке.

В уравнения (3) — (7), (13) и (14) входит величина t_1 — контактная сила трения в сечении выхода металла из валков. В настоящее время при данном уровне наших знаний о величине и характере изменения коэффициента трения по дуге захвата установить достаточно обоснованно значения величин t_0 и t_1 не представляется возможным. Однако вполне логично принять, что в момент начала соприкосновения валков с металлом (сечение входа) и в момент окончания соприкосновения (сечение выхода) имеется сухое трение скольжения. Таким образом, для граничных условий можно написать (при отсутствии натяжения):

$$t_0 = f_0 p_0 = f_0 k_0$$

и

$$t_1 = f_1 p_1 = f_1 k_1. \quad (15)$$

Вследствие уменьшения скорости деформации от сечения входа к сечению выхода есть некоторые основания полагать, что предел текучести ($k \approx 1,15 \sigma_s$) при горячей прокатке в сечении выхода несколько ниже, чем в сечении входа, т. е.

$$k_1 < k_0 \text{ и } \psi_1 = \frac{k_1}{k_0} \leq 1.$$

Кроме того, можно также положить, что коэффициент трения в сечении входа (f_0) больше, чем в сечении выхода (f_1), так как на металле, поступающем в валки, имеется свежий неразрушенный слой окалины, окисная пленка и т. д.¹¹, т. е.

$$\psi_2 = \frac{f_1}{f_2} < 1.$$

На основании изложенных соображений можно считать, что $t_1 < t_0$ и $f_1 k_1 < f_0 k_0$, т. е.

$$\frac{t_1}{t_0} = \frac{f_1 k_1}{f_0 k_0} = \psi_1 \psi_2 = \psi \leq 1, \quad (16)$$

где ψ — коэффициент, учитывающий уменьшение максимальной величины контактной силы трения в сечении выхода по сравнению с силой трения в сечении у входа; ориентировочно можно принимать $\psi = 0,7 \div 0,95$.

Принимаем для дальнейших расчетов какое-либо одно значение коэффициента трения, например в сечении входа, тогда

$$t_0 = f_0 k_0.$$

На основании изложенного выше формула (15) будет иметь вид:

$$t_x = \psi f_0 k_0 \left(1 - \frac{x}{l_n}\right), \quad (17)$$

а для сечения выхода

$$t_1 = \psi f_0 k_0 = f_1 k_1.$$

Из рис. 228 очевидно также, что нейтральное сечение расположено между серединой дуги захвата и осью валков:

$$l_n = l \frac{\psi}{1 + \psi} \leq \frac{l}{2}. \quad (18)$$

Подставляя эти значения в формулы (13) и (9), получим следующее.

¹¹ Логически предположить обратное: $f_0 < f_1$, так как в процессе деформации окалины разрушается, металл вытягивается, и на поверхность выходят новые участки металла, не покрытые окалиной; эти свежие металлические контакты повышают трение. *Прим. сост.*

I. Удельное давление в любом сечении x зоны деформации (при $y = \frac{a}{2}x + \frac{H}{2}$)

$$p_x = p_1 + a \ln\left(\frac{ax}{h} + 1\right) - b \frac{a}{2} x, \quad (19)$$

где

$$a = k_0 \left[1 + 2\psi \frac{f_0}{\alpha} \left(1 + \frac{1-u}{u} \cdot \frac{1+\psi}{\psi} \right) \right];$$

$$b = 4k_0 \frac{1+\psi}{\alpha \Delta h}. \quad (20)$$

Из анализа формулы (19) следует, что в сечении выхода при $x=0$ $p_x = p_1 = k_1$ (без учета натяжения).

Для сечения входа при $x=l$, $p_x = p_0 = k_0$ должно быть справедливо условие (при $k = \text{const}$)

$$a \ln\left(\frac{al}{h} + 1\right) = b \frac{a}{2} l. \quad (21)$$

С достаточной степенью точности можно принять, что

$$\ln\left(\frac{al}{h} + 1\right) \approx 2 \frac{\frac{al}{h}}{\frac{al}{h} + 2} = 2 \frac{u}{2-u}. \quad (22)$$

После подстановки в формулу (21) коэффициентов a и b по формулам (20) получим следующее необходимое условие для равенства $p_1 = p_0 = k$:

$$\psi = \frac{f_1}{f_0} = 1 - \frac{a}{f_0} = 1 - \frac{2}{\delta} = \frac{\delta-2}{\delta}, \quad (23)$$

где

$$\delta \approx 2 \frac{f_0}{\alpha}.$$

Пользуясь условием (23), приводим формулы (18) и (20) к виду:

$$l_n = \frac{l}{2} \frac{\delta-2}{\delta-1} \leq \frac{l}{2}; \quad (24)$$

$$\left. \begin{aligned} a &= k(\delta-1) \frac{2-u}{u} \\ b &= 4k \frac{\delta-1}{\Delta h} \end{aligned} \right\}; \quad (25)$$

удельное давление будет выражаться формулой

$$p_x = k \left\{ 1 + (\delta - 1) \left[\frac{2-u}{u} \ln \left(\frac{ax}{h} + 1 \right) - \frac{2}{l} x \right] \right\}. \quad (26)$$

2. Абсцисса x_m сечения, в котором $p_x = p_{\max}$, согласно формулам (22), (7) и (23), равна $x_m = \frac{l}{2}$.

Таким образом, при принятых условиях максимум удельного давления расположен посередине куполообразной эпюры.

3. В сечении $x_m = \frac{l}{2}$ максимальное удельное давление, согласно формуле (26), равно

$$p_{\max} = k \left\{ 1 + (\delta - 1) \left[\frac{2-u}{u} \ln \frac{2-u}{2(1-u)} - 1 \right] \right\}. \quad (27)$$

4. Распределение контактных сил трения по длине зоны деформации будет выражаться следующими формулами:

$$t_1 = \psi f_0 k = (\delta - 2) \frac{\alpha}{2} k = f_1 k,$$

т. е.

$$\begin{aligned} f_1 &= \psi f_0; \\ t_0 &= \psi_1 t_1 = f_0 k; \\ t_x &= (\delta - 2) \frac{\alpha}{2} k \left[1 - \frac{x}{l} \frac{2(\delta - 1)}{\delta - 2} \right]. \end{aligned} \quad (28)$$

Из этих формул следует:

1. При $\delta \approx 2 \frac{f}{\alpha} = 1$, т. е. при $\alpha \approx 2f$ (граница прокатки — буксования; это условие требует применения искусственной задачи металла в валки), $t_x = -t_1$: сила трения в зоне опережения имеет такой же знак, что и в зоне отставания, т. е. на протяжении всей дуги захвата происходит скольжение¹².

2. При $\delta \approx 2 \frac{f}{\alpha} = 2$, т. е. при $\alpha = f$ (граница естественного захвата металла валками), $L_n = 0$; $t_1 = 0$; $t_0 = f_0 k$ и $t_x = -t_0 \frac{x}{l}$, т. е. имеется зона прилипания с направлением контактных сил только в одну сторону; скольжения нет, так как

$$t_x \leq f k \leq f p_x.$$

¹² Поскольку этот вывод сделан автором, исходя из формул, учитывающих полное прилипание, то ясно противоречие. Можно заметить, что если в обеих зонах трение имеет один знак, то следует говорить точнее: происходит отставание (или опережение), а не общее явление «скольжения». *Прим. ред.*

3. При $\delta \geq 2$, т. е. при $f > \alpha$ (нормальный процесс прокатки) контактные силы трения меняют свой знак на расстоянии

$$x_n = l_n = \left(\frac{\delta - 2}{\delta - 1} \right) \frac{l}{2} < \frac{l}{2}. \quad (29)$$

Однако из условия (16) при $\psi = \frac{t_1}{t_0}$ следует, что $t_1 = t_0$ только тогда, когда, согласно формуле (23), $\psi = 1$, т. е. $\psi = 1 - \frac{\alpha}{f} = 1$ и $\frac{\alpha}{f} = 0$, что практически возможно только при прокатке с очень небольшим углом захвата ($\alpha \approx 0$) по сравнению с углом трения. Тогда при $\psi = 1$ получим

$$l_n \approx \frac{\psi}{1 + \psi} l \approx \frac{l}{2},$$

т. е. нейтральное сечение будет находиться в середине дуги захвата. Так как в нашем выводе в определение коэффициента δ входит коэффициент трения при входе металла в валки (т. е. $\delta = 2 \frac{f_0}{\alpha}$) и всегда $t_0 > t_1$ (т. е. $\psi < 1$), то при пользовании выведенными выше расчетными формулами надо принимать во внимание (при $k = \text{const}$), что

$$f_0 = \frac{f_1}{\psi} = \frac{f_0}{1 - \frac{\alpha}{f_0}},$$

откуда

$$f_0 = f_1 + \alpha. \quad (30)$$

Следовательно, необходимо брать несколько увеличенное значение коэффициента трения f_0 (вблизи сечения входа) по сравнению со средним его значением для данного случая прокатки, что особенно существенно отразится при подсчете давления металла на валки.

Для практических целей требуется знать среднее удельное и полное давление металла на валок. Пользуясь формулой (26) и проектируя на вертикаль все силы, действующие от металла на валок, получим

$$P = \int_0^l p_x \left(1 \pm f \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right) dx \approx \int_0^l p_x dx$$

или

$$P = k \left\{ 1 + (\delta - 1) \left[\frac{2 - u}{u} \int_0^l \ln \left(\frac{\alpha x}{h} + 1 \right) dx - \frac{2}{l} \int_0^l x dx \right] \right\}. \quad (31)$$

После решения интегралов формула для $P_{\text{ср}}$ будет иметь вид:

$$P_{\text{ср}} = \frac{P}{l} = k \left\{ 1 + (\delta - 1) \left[\frac{2-u}{u} \left(\frac{1}{u} \ln \frac{1}{1-u} - 1 \right) - 1 \right] \right\}. \quad (32)$$

Формулы (31) и (32) можно несколько упростить.

Тогда * получим полное давление металла на валок

$$P = k \left[1 + (\delta - 1) \frac{u}{4 - 3u} \right] l; \quad (33)$$

среднее удельное давление

$$P_{\text{ср}} = k \left[1 + (\delta - 1) \frac{u}{4 - 3u} \right]. \quad (34)$$

Таким образом, график отношений $\frac{P_{\text{ср}}}{k} = \varphi(\delta)$ при заданных обжатиях u выражается прямыми линиями.

Для некоторых средних значений при горячей прокатке широких толстых листов можно принять $u = 0,30$; $f_0 = 0,5$; $a = 0,2$.

При $\delta \approx 2 \frac{f_0}{a} = 5$ среднее удельное давление будет равно:

а) по новой формуле (34), учитывающей наличие зоны прилипания по всей дуге захвата:

$$\frac{P_{\text{ср}}}{k} = 1,39,$$

т. е. увеличение на 39% по сравнению с $k = 1,15 \sigma_s$;

б) по старым формулам⁶, учитывающим наличие сухого трения скольжения ($t_x = f p_x$) по всей дуге захвата, при $f = 0,5$ и $\delta = 5$

$$\frac{P_{\text{ср}}}{k} = 1,58,$$

т. е. увеличение на 58% по сравнению с $k = 1,15 \sigma_s$.

Учитывая, что при подсчете по старым формулам $f_{\text{ср}} < f_0$, и принимая согласно формуле (30)

$$f_{\text{ср}} = \frac{f_0 + f_1}{2} = f_1 - \frac{a}{2} = 0,4, \quad (35)$$

получим $\delta = 4$ и $\frac{P_{\text{ср}}}{k} = 1,42$, т. е. увеличение на 42%.

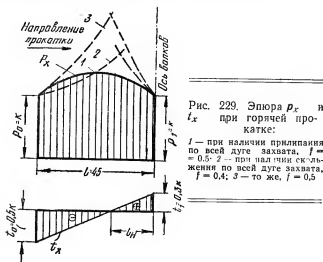
Таким образом, по новой формуле (34) среднее удельное давление получается несколько меньшим по величине, чем по старым формулам. Это объясняется тем, что в первом случае контактные силы трения в зоне деформации уменьшаются по направлению к нейтральному сечению, а во втором — увеличива-

* Op. cit, с. 189—196.

ются. Так как эти контактные силы трения создают продольные сжимающие напряжения σ_x в металле, то последние, очевидно, меньше в первом случае, чем во втором. Поэтому в уравнении пластичности (при $k = \text{const}$)

$$p_x = k + \sigma_x.$$

Элементарные (и средние) удельные давления меньше при наличии зоны прилипания по сравнению с получаемыми по старым формулам, учитывающим сухое трение-скольжение по всей дуге захвата. На рис. 229 приведено сравнение эпюр p_x , построенных по новой формуле (26) и по старым формулам (43) и (44) (см.



ниже) для рассмотренного выше случая прокатки полосы $H = 30$ мм; $h = 21$ мм, $l = 4,5$ мм и $\alpha = 0,2$.

Протяженность зоны прилипания

Ранее¹ нами были выведены формулы для определения протяженности зоны прилипания, т. е. отношения длины дуги, на которой отсутствует скольжение металла по валкам, ко всей длине дуги захвата (или их горизонтальных проекций). Как уже указывалось выше, протяженность зоны прилипания увеличивается с увеличением коэффициента внешнего трения, а при данных $f = \text{const}$ и $\alpha = \text{const}$ с увеличением относительного обжатия.

Формулы для определения элементов длины дуги захвата при наличии зоны прилипания имеют вид (рис. 230):

а) протяженность зоны прилипания

$$\frac{l_n}{l} = \frac{1}{u} [A - (1 - u) B]; \quad (36)$$

б) протяженность передней зоны скольжения (опережения)

$$\frac{l_1}{l} = \frac{1 - u}{u} (B - 1); \quad (37)$$

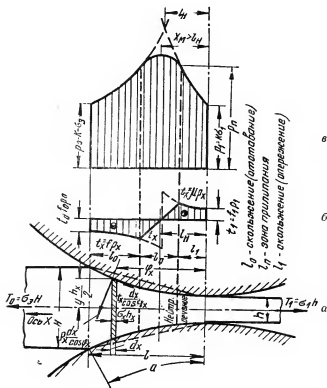


Рис. 230. Распределение удельных давлений p_x и сил трения t_x при наличии зоны скольжения (отставания и опережения) и прилипания по дуге захвата:

a — схема действия сил и протяженность $\frac{l_n}{l}$ зоны прилипания; b — эпюра t_x ; $в$ — эпюра p_x (штриховыми линиями показаны эпюры t_x и p_x при скольжении по всей дуге захвата)

в) протяженность задней зоны скольжения (отставания)

$$\frac{l_0}{l} = \frac{1}{u} (1 - A). \quad (38)$$

В этих формулах коэффициентами A и B обозначено: для случая прокатки с натяжением

$$A = \left[\frac{\frac{\delta}{2f}(1 - \xi_0) - 1}{\frac{\delta}{2f} - 1} \right]^{\frac{1}{\delta}} \text{ и } B = \left[\frac{\frac{\delta}{2f} + 1}{\frac{\delta}{2f}(1 - \xi_1) + 1} \right]^{\frac{1}{\delta}}, \quad (39)$$

где ξ_0 и ξ_1 — коэффициенты заднего и переднего натяжений,

$$\xi_0 = \frac{\sigma_z}{k} \text{ и } \xi_1 = \frac{\sigma_n}{k}.$$

Очевидно, что передние и задние натяжения уменьшают протяженность зоны прилипания.

Для случая прокатки без натяжения

$$A = \left[\frac{\frac{\delta}{2f} - 1}{\frac{\delta}{2f} - 1} \right]^{\frac{1}{\delta}} \leq 1; \quad B = \left[\frac{\frac{\delta}{2f} + 1}{\frac{\delta}{2f} + 1} \right]^{\frac{1}{\delta}} \geq 1. \quad (40)$$

Очевидно, что при $f = f_{\max} = 0,5$ отношение $\frac{l_n}{l} = 1$, т. е. зона прилипания простирается по всей дуге захвата. При $f \leq 0,5$ протяженность зоны прилипания является функцией относительного обжатия и угла захвата.

Зависимость протяженности зоны прилипания $\left(\frac{l_n}{l}\right)$ от относительного обжатия и коэффициента трения наглядно показана на рис. 231 и 232. Из рассмотрения этих кривых можно сделать следующие интересные выводы.

1. При небольших значениях коэффициента трения, т. е. при холодной прокатке ($f = 0,15-0,20$) и при обычно принятых обжатиях за проход $u < 0,30$ зона прилипания практически отсутствует (рис. 231), и она может иметься только при $u > 0,40-0,50$, т. е. при прокатке со сверхобжатиями.

2. При $u = \text{const}$ протяженность зоны прилипания резко увеличивается с увеличением коэффициента трения, а при $f = \text{const}$ гиперболически увеличивается с увеличением относительного обжатия (при $\alpha = \text{const}$) согласно формуле (36), которую можно написать так:

$$\frac{l_n}{l} = B - \frac{B - A}{u}. \quad (41)$$

3. При $f = \text{const}$ и $u = \text{const}$ отношение $\frac{l_n}{l}$ тем больше, чем меньше угол захвата, т. е. чем меньше толщина полосы.

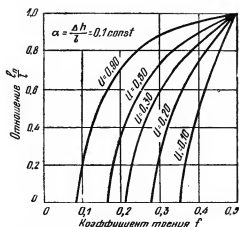


Рис. 231. Зависимость протяженности зоны прилипания $\frac{l_p}{l}$ от коэффициента внешнего трения и относительного обжатия при $\alpha = 0,1 = \text{const}$

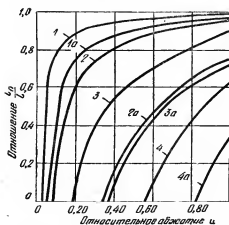


Рис. 232. Зависимость протяженности зоны прилипания $\frac{l_p}{l}$ от относительного обжатия u при различных значениях $f = \text{const}$ и $\alpha = \text{const}$:

1 — $f = 0,45$; $\alpha = 0,05$ ($\sim 3^\circ$); 1a — $f = 0,45$, $\alpha = 0,25$ ($\sim 14,3^\circ$); 2 — $f = 0,30$, $\alpha = 0,05$; 2a — $f = 0,30$, $\alpha = 0,25$; 3 — $f = 0,20$, $\alpha = 0,05$; 3a — $f = 0,20$, $\alpha = 0,10$ ($\sim 6^\circ$); 4 — $f = 0,10$, $\alpha = 0,05$; 4a — $f = 0,10$, $\alpha = 0,10$

4. Возникновение зоны прилипания обуславливается величиной относительного обжатия при $f = \text{const}$; например, при $f=0,2$; $\alpha=0,1$ и $u < 0,37$ зона прилипания отсутствует. Она возникает и резко увеличивается при $u > 0,37^{13}$.

*Давление металла на валки при скольжении с учетом
зоны прилипания*

Общее дифференциальное уравнение удельных давлений согласно формуле (2) имеет вид:

$$\frac{dp_x}{dx} - \left(k \frac{\alpha}{2} + t_{\tau}(x) \right) \frac{1}{y} = 0. \quad (42)$$

Это уравнение выведено из условия отсутствия внутренних касательных напряжений в вертикальных сечениях зоны деформации, т. е. при $\sigma_x = \text{const}$ по высоте сечения, что возможно только в предположении плоско-параллельного течения металла при отсутствии уширения. Учитывая, что зона прилипания практически имеется преимущественно только при горячей прокатке или при холодной прокатке с большим коэффициентом трения, можно оставить в силе указанное выше допущение и считать, что уравнение (42) действительно также и для эпюры t_x , представленной на рис. 228 и 230, так как в этом уравнении в достаточной мере учитывается влияние внешних касательных сил трения на удельное давление.

На основании проведенного нами косвенного экспериментального определения контактных сил трения¹, подтвердившего теоретические выводы А. И. Целикова в этой части, для дальнейших расчетов принимаем, что контактные силы трения изменяются по дуге захвата согласно рис. 230.

В зоне отставания от сечения входа и в зоне опережения от сечения выхода по направлению к середине дуги захвата (к зоне прилипания) контактные силы трения возрастают в соответствии с законом сухого трения скольжения $t_x = f p_x$.

Удельные давления в этих зонах выражаются формулами А. И. Целикова:
для $l_1 > x > 0$

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\delta + 1) \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta} - 1 \right] - \sigma_n \left(\frac{h_x}{h} \right)^{\delta}; \quad (43)$$

¹³ Из данного анализа следует, что, даже находясь на позициях автора, приходится признать существование двухзонального очага деформации в достаточно распространенных случаях прокатки (холодная прокатка и пр.). Это никак не вяжется с весьма категорическими высказываниями автора в начале статьи относительно обязательности явления прилипания. *Прим. ред.*

для $l > x$ ($l_1 + l_n$)

$$p_x = \frac{k}{\delta} \left[(\delta - 1) \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta} + 1 \right] - \sigma_3 \left(\frac{H}{h_x} \right)^{\delta}. \quad (44)$$

2. При достижении максимального значения $t_x = f p_x = \frac{k}{2}$

скольжение металла по валкам прекращается, появляется зона прилипания (равенство скоростей металла и валков), контактные силы трения начинают уменьшаться к середине дуги захвата и в нейтральном сечении $t_x = 0$.

В соответствии с эпюрой t_x , представленной на рис. 229, закон изменения по дуге захвата контактных сил трения в зоне прилипания может быть выражен одним уравнением

$$t_x = t_1 \left(\frac{l_n - x}{l_n - l_1} \right). \quad (45)$$

Очевидно, что t_x при $x < l_n$ положительно, а при $x > l_n$ отрицательно, что соответствует эпюре на рис. 230. Подставляя это значение t_x в уравнение (42), получим

$$\frac{dp_x}{dx} = \left(k \frac{\alpha}{2} + t_1 \frac{l_n}{l_n - l_1} \right) - \frac{t_1}{l_n - l_1} \frac{x}{y}. \quad (46)$$

Пользуясь зависимостями (10), после интегрирования получим уравнение, аналогичное уравнению (13), выражающее закон распределения удельных давлений в зоне прилипания:

$$p_x = p_n + a_1 \ln \frac{y}{y_n} - b_1 (y - y_n), \quad (47)$$

где p_n — удельное давление в начале зоны прилипания (от сечения выхода);

y_n — половина высоты сечения в начале зоны прилипания (со стороны оси валков).

Коэффициентами a_1 и b_1 обозначено:

$$\begin{aligned} a_1 &= k + \frac{2t_1}{(l_n - l_1)^2} \left(l_n + \frac{h}{\alpha} \right) = k \left[1 + \frac{\delta - 2}{l_n - l_1} \left(l_n + \frac{h}{\alpha} \right) \right]; \\ b_1 &= 4 \frac{t_1}{(l_n - l_1)^2} = 2k \frac{\delta - 2}{(l_n - l_1)^2}; \\ \psi &= 1 - \frac{\alpha}{f} = \frac{\delta - 2}{\delta}; \quad \delta = 2 \frac{f}{\alpha}. \end{aligned} \quad (48)$$

Из рис. 229 следует, что при $\psi = \frac{t_1}{t_0} = \frac{\delta - 2}{\delta}$ расстояние от оси валков до нейтрального сечения равно

$$l_n = l_1 + \frac{\psi}{1 + \psi} l_n = l_1 + \frac{\delta - 2}{\delta - 1} \frac{l_n}{2}. \quad (49)$$

Из анализа уравнений (46) и (47) следует, что при $\frac{dp_x}{dx} = 0$ абсцисса сечения максимального удельного давления равна

$$x_m = k \frac{\alpha}{2} \frac{l_n - l_1}{l_1} + l_n = l_n + \frac{l_n}{2(\delta - 1)} = l_1 + \frac{l_n}{2}, \quad (50)$$

т. е. сечение $p_{x_{\max}}$ расположено от оси валков дальше, чем нейтральное сечение ($x_m > l_n$).

Пользуясь зависимостью (49), коэффициенты a_1 и b_1 представляем в следующем виде:

$$a_1 = k(\delta - 1) \left(1 + 2 \frac{l_1}{l_n} + 2 \frac{1-u}{u} \frac{l}{l_n} \right);$$

$$b_1 = 4k \frac{\delta - 1}{\alpha l_n}.$$

Подставляя эти значения в уравнение (47) и заменяя $y = \frac{\alpha}{2}x + \frac{h}{2} \sim$ и $y'_n = \frac{\alpha}{2}l_1 + \frac{h}{2}$, получаем окончательную формулу для определения удельного давления в любом сечении зоны прилипания:

$$p_x = p_n + k(\delta - 1) \left[a \ln \left(\frac{\alpha x + h}{\alpha l_1 + h} \right) - \frac{2}{l_n} (x - l_1) \right], \quad (51)$$

где

$$a = \left(1 + 2 \frac{l_1}{l_n} + 2 \frac{1-u}{u} \frac{l}{l_n} \right).$$

Построенная по этому уравнению эпюра удельных давлений будет иметь куполообразный вид, как показано на рис. 230. Значения $\frac{l_1}{l_n}$ и $\frac{l}{l_n}$ для заданных режимов прокатки определяют при этом по формуле (36) и (37).

Из анализа формул (47—49) следует, что при подстановке в них $l_1 = 0$ и $l_n = l$ получим формулы (24—26) при наличии зоны прилипания по всей дуге захвата.

Максимальное удельное давление в соответствии с уравнением (50) будет выражаться формулой

$$p_{\max} = p_n + k(\delta - 1) \left[a \ln \left(\frac{\alpha \left(l_1 + \frac{l_n}{2} \right) + h}{\alpha l_1 + h} \right) - 1 \right]. \quad (52)$$

Полное давление металла на валки будет выражаться (при

$B = 1$) площадью эпюры, состоящей из трех частей, соответствующих зоне опережения, зоне прилипания и зоне отставания.

$$P = \int_0^l p_x dx = \int_0^{l_0} p_x dx + \int_{l_1}^{l_1+l_n} p_x dx + \int_{l_1+l_n}^l p_x dx. \quad (53)$$

Подставляя значения p_x по формулам (43), (51) и (44) и заменив* $h_x = ax + h$, получим после интегрирования и преобразования формулу среднего удельного давления для случая прокатки без натяжения:

$$\begin{aligned} p_{cp} = & \frac{k}{\delta} \left\{ \frac{1-u}{u} \left[\left(\frac{x l_1}{h} + 1 \right)^{\delta+1} - 1 \right] - \frac{l_1}{l} \right\} + \\ & + \frac{k}{\delta} \left[(\delta+1) \left(\frac{x l_1}{h} + 1 \right)^{\delta} - 1 \right] \frac{l_n}{l} + \\ & + k(\delta-1) \left\{ a \left[\left(l_1 + l_n + \frac{h}{a} \right) \ln \left(\frac{x(l_1+l_n)+h}{x l_1 + h} \right) - l_n \right] - l_n \right\} \frac{1}{l} + \\ & + \frac{k}{\delta} \left\{ \frac{1}{u} \left[\left(\frac{H}{x(l_1+l_n)+h} \right)^{\delta-1} - 1 \right] + \frac{l_0}{l} \right\}. \end{aligned} \quad (54)$$

Эта формула является основой для определения p_{cp} , так как в ней учитывается и скольжение и прилипание в зоне деформации. Если зона прилипания отсутствует, т. е. $l_n = 0$ и $l_1 = l$, то два средних члена в формуле (54) пропадают, и после подстановки $\frac{h_n}{h} = \left(\frac{1}{1-u} \right)^{1/2}$ в членах с показателями $(\delta+1)$ и $(\delta-1)$, а также $\frac{h_n}{H} = \left(\frac{1}{1-u} \right)^{1/2} \approx \frac{1}{1-\frac{u}{2}}$ в остальных членах получим формулу для p_{cp} , предложенную нами ранее¹:

$$p_{cp} = \frac{2k}{u\delta} \left[\left(\frac{1}{1-u} \right)^{\frac{\delta-1}{2}} - \left(1 - \frac{u}{2} \right) \right]. \quad (55)$$

Наоборот, если скольжение отсутствует и имеется сплошная зона прилипания по всей длине дуги захвата, то, подставляя в формулу (54) $l_1 = 0$, $l_0 = 0$ и $l_n = l$, получим формулу (32), выведенную раньше для этого случая.

Так как при холодной прокатке протяженность зоны прилипания, согласно приведенному выше анализу (рис. 231, 232), незначительна, то с некоторым запасом среднее удельное давление при прокатке в большинстве случаев можно подсчитывать по формуле (55). При горячей прокатке ($f = 0,3 \div 0,45$), а так-

* Оп. cit., с. 197—198.

же при холодной прокатке с большим коэффициентом трения ($f = 0,2 \div 0,25$) среднее удельное давление необходимо подсчитывать по формуле (54), причем предварительно по заданному режиму прокатки необходимо определить длину зоны прилипания и длины участков скольжения по формулам (36—38).

В качестве иллюстрации характера эпюры t_x и p_x , получающихся по новым формулам, учитывающим наличие зоны при-

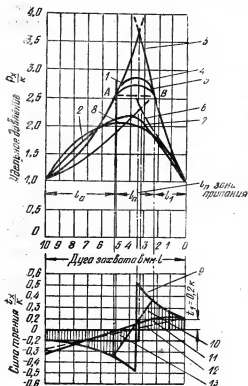


Рис. 233. Сравнение эпюр распределения удельных давлений и удельных сил трения по дуге захвата при прокатке полосы $H = 2$ мм, $h = 1$ мм, $D = 200$ мм, $f = 0,2$.

1 — по новой формуле (51), учитывающей наличие зоны прилипания в средней части дуги захвата; 2 — то же, при $f = 0,3$ и при наличии зоны прилипания по всей длине дуги захвата ($l_n = l$); 3 — по Карману; 4 — по Целикову; 5 — по новой формуле; 6 — по Зибелю; 7 — по Надаю; 8 — по новой формуле при $f = 0,3$ и $l_n = l$; 9 — по Карману, $t_x = f p_x$; 10 — по Целикову и по новой формуле; 11 — по Зибелю, $t_x = f k = \text{const}$; 12 — по Надаю, $t_x = c(v - v_0)$; 13 — по новой формуле, $f = 0,03$, $l_n = l$.

липания в средней части дуги захвата, на рис. 233 приведено сравнение новых эпюр с эпюрами p_x и t_x по различным теориям, новые эпюры нанесены на графике, приводимом А. И. Целиковым¹⁴ для случая холодной прокатки широкой полосы: $H = 2$ мм; $h = 1$ мм; $u = 0,5$; $D = 200$ мм; $f = 0,2$; $\alpha = 0,1$; $\delta = 2 \frac{f}{\alpha} = 4$; $l = \sqrt{R \Delta h} = 10$ мм, натяжение отсутствует ($\sigma_3 = \sigma_n = 0$).

¹⁴ Сталь, 1944, № 5—6, с. 158—164; А. И. Целиков, Прокатные станы, Металлургиздат, 1946, а также ч. IV, с. 396—409.

Из построенной* на рис. 233 эпюры видно, что максимум удельного давления по нашей формуле (52) несколько ниже, чем показано на эпюре, построенной А. И. Целиковым, исходя из применения к зоне прилипания закона Ньютона о движении вязкой жидкости.

На рис. 233 также очевидно**, что куполообразная вершина I над горизонталью АВ мало влияет на величину среднего удельного давления. Поэтому с целью упрощения формулы (54) можно пренебречь приращением p_{cp} за счет собственно куполообразной вершины, тогда расчетная формула p_{cp} при наличии зоны прилипания представится в следующем виде:

$$p_{cp} = \frac{k}{\delta} \left\{ \left[\frac{1-u}{u} \left(\frac{\alpha l_1}{h} + 1 \right)^{\delta+1} - 1 \right] - \frac{l_1}{l} \right\} + \\ + \frac{k}{\delta} \left[(\delta+1) \left(\frac{\alpha l_1}{h} + 1 \right)^{\delta} - 1 \right] \frac{l_n}{l} + \\ + \frac{k}{\delta} \left\{ \left[\frac{1}{u} \left(\frac{H}{\alpha(l_1 + l_n) + h} \right)^{\delta+1} - 1 \right] + \frac{l_n}{l} \right\}. \quad (56)$$

Если не учитывать наличия зоны прилипания и считать, что, согласно теории Кармана, по всей дуге захвата имеется сухое трение скольжения (верхняя эпюра на рис. 233), то согласно формуле и графику А. И. Целикова¹⁴ или в соответствии с нашей формулой (55) для этого частного случая получим $p_{cp} = 2,07$. Таким образом, формулы, построенные по теории Кармана, дают завышенное значение среднего, а значит, и полного давления металла на валки.

На рис. 233 нами*** приведена еще одна эпюра (кривая 2), построенная по формуле (51) для случая наличия зоны прилипания на всей дуге захвата. Эта эпюра**** весьма близка по своей конфигурации к эпюре, построенной на основании теории Надаи о наличии жидкостного трения по контактной поверхности металла с валком, что, как известно, мало вероятно.

Таким образом, этот пример может также служить доказательством того, что теория Надаи не отвечает действительному процессу прокатки, так как в данном случае при наличии небольшой зоны прилипания только в середине дуги захвата она дает эпюру p_x , построенную при наличии зоны прилипания по всей дуге захвата¹⁵.

* Op. cit., с. 199.

** Op. cit., с. 199—200.

*** Op. cit., с. 200.

**** Op. cit., с. 200—201.

¹⁵ Статья показывает, что необходимо проведение самых широких и тщательных опытных исследований по основным положениям теории прилипания, без чего кропотливый труд по математической разработке вопросов давления и пр. может оказаться не оправданным в должной мере. *Прим. ред.*

42. ДАВЛЕНИЕ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ ЛИСТОВ*

Методика проведения опытов

Прокатка производилась на производственном одноклетевом четырехвалковом стане холодной прокатки, установленном в лаборатории Днепропетровского металлургического института. Мотор переменного тока 64 кв, диаметр стальных рабочих валков 126,7 мм, опорных 420 мм, $L = 500$ мм. Твердость поверхности рабочих валков 60 H_{sh} . Скорость прокатки 0,3 м/сек.

Для замера полиых давлений металла на валки при прокатке под нажимные винты установили две индуктивные мессдозы, показания которых записывались на фотобумаге трехшлейфового осциллографа.

Прокатке подвергали четыре серии стальных полос шириной около 100 мм из стали 08 кп. Все полосы перед опытами подвергали светлomu отжигу.

1-я серия полос имела номинальную толщину 4 мм, 2-я — 3 мм, 3-я — 2 мм, 4-я — 1 мм. Внутри каждой серии часть полос прокатывали с разиой степенью обжатий приблизительно до половины своих номинальных размеров, т. е. внутри каждой серии получали группы полос с разиой степенью предварительной деформации (наклепа).

В качестве смазки применяли эмульсию, обычную для станов холодной прокатки (5%-ный раствор товарного эмульсола в воде).

Каждую группу полос всех серий подвергали прокатке с разиой степенью обжатия. Давления прокатки, записанные на ленте осциллографа, пересчитывали на ширину полосы 100 мм. Смазку производили эмульсией.

Результаты испытаний

Результаты опытов представлены на рис. 234—237¹.

Из приведенных графиков следует:

а) полное давление металла на валки увеличивается с увеличением обжатия для всех толщин полос с разиой степенью предварительной деформации (наклепа);

б) с увеличением степени предварительной деформации давление металла на валки увеличивается, причем наиболее резко при малых степенях деформации.

* М. М. Сафьян, О давлении металла на валки при холодной прокатке листов, Труды Днепропетровского металлургического института, 1955, в. 32, с. 123—126.

¹ Кривые для различных степеней предварительной деформации объединены нами на одном рисунке. Прим. сост.

Часто для увеличения угла захвата холодную прокатку отдельных листов в первом пропуске ведут на сухих валках без подачи эмульсии, что вызывает увеличение давления металла на валки.

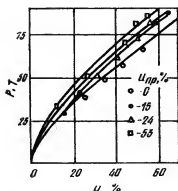


Рис. 234. Влияние предварительной деформации ($u_{пр}$) и относительного обжатия (u) на давление прокатки, $H = 1$ мм

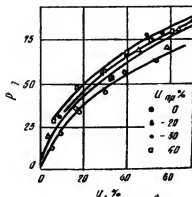


Рис. 235. То же, что на рис. 234, но $H = 2$ мм

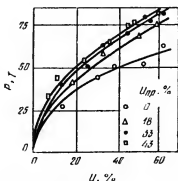


Рис. 236. То же, что на рис. 234, но $H = 3$ мм

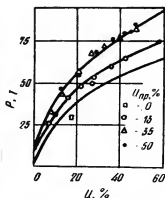


Рис. 237. То же, что на рис. 234, но $H = 4$ мм

На рис. 238 приведен график зависимости давления металла на сухие валки $D = 127$ мм от относительного обжатия для $H = 4$ мм с разной степенью предварительной деформации.

Из сравнения рис. 237 и 238 видно, что давление металла на валки при прокатке в сухих валках увеличивается.

Переводные коэффициенты

На практике* часто приходится использовать опытные данные для случая прокатки в валках иных диаметров при всех одинаковых остальных условиях прокатки.

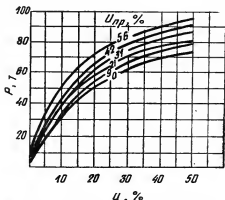


Рис. 238. То же, что на рис. 234, но прокатка в сухих валках $H = 4$ мм

Влиянию диаметра валков на среднее удельное и полное давление металла на валки посвящена работа В. Люэга и А. Помпа². На основе выводов указанной работы О. Эмике, К. Люкас³ и М. А. Лейченко⁴ предлагают кривую (рис. 34, D или рис. 80, E) для определения переводных коэффициентов, на которые необходимо умножать опытные данные, чтобы получить давление металла на валки для рассматриваемого случая прокатки.

Для проверки указанной опытной кривой были подсчитаны средние удельные и полные давления металла на валки для разных случаев холодной прокатки (по формулам проф. А. И. Целикова⁵) и для горячей прокатки (по формуле С. Экелунда⁶), а также были построены графики переводных коэффициентов для определения давлений металла на валки при прокатке в зависимости от диаметров валков.

Как показали расчеты по указанным формулам, величина переводных коэффициентов для определения давлений при прокатке в зависимости от диаметра валков определяется химическим составом и механическими характеристиками прокатываемого металла, толщиной раскатов, величиной обжатий, а при горячей прокатке и скоростью деформации.

* См. рис. 237, с. 126—129.

² W. Lueg, A. Pompa, Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1935, H. 5, S. 63—76, а также ч. III, с. 264—268.

³ O. Emicke, K. Lukas, Freiberg, 1944, а также ч. VI, с. 75.

⁴ М. А. Лейченко, Сталь, 1950, № 4, с. 328—334; а также ч. VI, с. 136.

⁵ А. И. Целиков, Прокатные станы, Металлургиздат, 1946.

⁶ S. Ekellund, Jernkont. Ann., 1927, № 2, p. 85—97; а также ч. IV, стр. 221—230.

На рис. 239 показаны значения переводных коэффициентов в зависимости от диаметра валков при прокатке стали с содержанием 0,63% С, 0,51% Si, 0,62% Mn для давлений, подсчитанных по формуле А. И. Целикова.

Рис. 239, а показывает изменение значений переводных коэффициентов при разной исходной толщине листов при обжатии

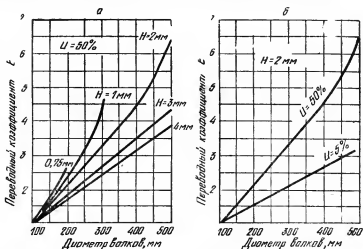


Рис. 239. Переводные коэффициенты для валков различных диаметров

50%, а рис. 239, б — влияние обжатий на величину переводных коэффициентов при исходной толщине листа 2 мм.

Общей кривой переводных коэффициентов подсчета давлений для всех случаев прокатки быть не может, и поэтому кривая переводных коэффициентов, предлагаемая М. А. Лейченко (рис. 80, Е), О. Эмике и К. Люкасом (рис. 34, D), не может быть использована.

При использовании опытных данных, полученных в валках при прокатке, для расчетов удельных давлений в других валках, имеющих иной диаметр, предлагаем поступать следующим образом.

1. Определить по теоретическим формулам среднее удельное и полное давление металла на валки для случая прокатки, соответствующего тому, при котором получены опытные данные.

2. Определить по теоретическим формулам среднее удельное и полное давление металла на валки, соответствующее исходному случаю.

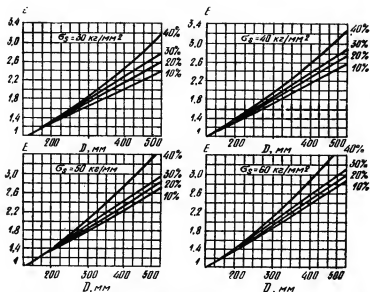


Рис. 240. Переводные коэффициенты для валков различных диаметров; $H = 1 \text{ мм}$

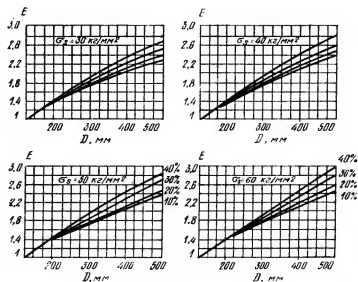


Рис. 241. То же, что на рис 240, но $H = 2 \text{ мм}$

3. Найти переводный коэффициент E давлений металла на валки при прокатке в валках разных диаметров, разделив значение давления металла на валки, полученное в первом случае, на значение давления металла на валки, полученное во втором случае.

4. Для установления значений давления металла на валки, по опытным данным, для искомого случая необходимо умножить значение давления металла на валки, полученное из опытных данных, на найденный переводный коэффициент E .

Для облегчения * расчетов переводных коэффициентов E на рис. 240. и 241 представлены подсчитанные с учетом сплющивания валков кривые для полос разной исходной толщины для различных обжатий и степени предварительной деформации. Давление металла на валки определяли по формуле Целикова ⁵.

43. МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ УДЕЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ **

В первой части статьи ¹ при выводе суммарного давления на валки было допущено, что холодную прокатку ленты в результате сплющивания валков можно рассматривать как осадку этой ленты между двумя параллельными плитами.

Было показано, что среднее удельное давление ¹

$$p_{cp} = (k_0 - \sigma) e^{\frac{\mu}{h_{cp}}} - 1 = (k_0 - \sigma) C, \quad (1)$$

где C — коэффициент «увеличения давления», являющийся функцией параметра $\frac{\mu l}{h_{cp}}$;

$$k_0 = 1,155 \sigma_s; \quad (2)$$

¹ Короче говоря, откорректировать теоретическую формулу, исходя из имеющихся условий опытного определения давления и в таком виде применить ее в иных, требуемых условиях. Понятно, что точность такого приема гарантирована быть не может, так как вносимая корректировка зависит от частных условий процесса прокатки. *Прим. ред.*

* Op. cit., с. 132—134.

** M. D. Stone, Rolling of Thin Strip, Part II, Iron a. Steel Eng., 1956, v. 33, № 12, p. 55—76. Реф. Я. Галлая.

¹ M. D. Stone, Rolling of Thin Strip, Iron a. Steel Eng., 1953, № 2; p. 61—74; а также ч. VI, с. 236—242.

σ — натяжение ленты, равное

$$\frac{\sigma_3 + \sigma_n}{2}, \quad (3)$$

$$h_{cp} = \frac{H + h}{2}, \quad (4)$$

l — длина щели сплющенного вала по Хичкоку (9) ¹;

$$l = \sqrt{R(H-h) + \left[\frac{8R(1-\eta^2)}{\pi E} p_{cp} \right]^2} + \frac{8R(1-\eta^2)}{\pi E} p_{cp}. \quad (5)$$

Обозначим согласно (11) ¹

$$a = \frac{8R(1-\eta^2)}{\pi E};$$

для стальных валков

$$a = \frac{R}{9500}; \quad (6)$$

$$l_0 = \sqrt{R(H-h)}. \quad (7)$$

Подставив (6) и (7) в (5) и умножив все члены на $\frac{f}{h_{cp}}$, получим (12) ¹

$$\frac{fl'}{h_{cp}} = \sqrt{\left(\frac{fl_0}{h_{cp}} \right)^2 + \left(\frac{fa}{h_{cp}} \right)^2 p_{cp}^2} + \frac{fa}{h_{cp}} p_{cp}. \quad (8)$$

Преобразуем формулу (8) следующим образом:

$$\left[\frac{fl}{h_{cp}} - \frac{fa}{h_{cp}} p_{cp} \right]^2 = \left[\sqrt{\left(\frac{fl_0}{h_{cp}} \right)^2 + \left(\frac{fa}{h_{cp}} \right)^2 p_{cp}^2} \right]^2$$

или

$$\left(\frac{fl}{h_{cp}} \right)^2 - \left(\frac{fl_0}{h_{cp}} \right)^2 = 2 \left(\frac{fl}{h_{cp}} \right) \left(\frac{fa}{h_{cp}} \right) p_{cp}. \quad (9)$$

Подставляя вместо p_{cp} его значение из (1), получим:

$$\left(\frac{fl}{h_{cp}} \right)^2 = \left(e^{\frac{fl}{h_{cp}}} - 1 \right) \cdot 2a \frac{f}{h_{cp}} (k_0 - \sigma) + \left(\frac{fl_0}{h_{cp}} \right)^2. \quad (10)$$

Обозначим

$$x = \frac{fl}{h_{cp}}, \quad (11)$$

$$y = 2a \frac{f}{h_{cp}} (k_0 - \sigma), \quad (12)$$

$$z = \frac{fl_0}{h_{cp}}. \quad (13)$$

Тогда уравнение (10) приобретает вид:

$$x^2 = (e^x - 1)y + z^2. \quad (14)$$

Для удобства подсчетов по этой формуле построена номограмма (рис. 242), которая дает возможность определить величину $\frac{fl}{h_{cp}}$, если заранее подсчитаны $\frac{fl_0}{h_{cp}}$ и $2a \frac{f}{h_{cp}} (k_0 - \sigma)$.

На номограмме (рис. 242) значения последних двух величин отмечают на обеих вертикальных шкалах и соединяют их прямой линией, пересечение этой линии со средней шкалой $\frac{fl}{h_{cp}}$ дает значение рассматриваемого параметра. Если средняя шкала пересекается в двух точках, то выбирается значение $\frac{fl}{h}$.

После того как по номограмме определена величина сплюсненной дуги захвата l , величина среднего удельного давления вычисляется следующим образом:

$$p_{cp} = \frac{\left(\frac{fl}{h_{cp}}\right)^2 - \left(\frac{f'l_0}{h_{cp}}\right)^2}{2 \frac{fl}{h_{cp}} \cdot \frac{fa}{h_{cp}}} = \frac{l^2 - l_0^2}{2al}. \quad (15)$$

Полное давление металла на валок

$$P = p_{cp} Bl. \quad (16)$$

Таким образом, методика подсчета давления прокатки сводится к следующему.

Известны H , h , R , σ_n и σ_s .

1. Определяем σ по (3) и h_{cp} по (4).

2. По кривым предела текучести σ_s находим средний предел текучести σ_s для данной средней толщины h_{cp} .

3. По уравнению (2) определяем k_0 .

4. По уравнению (7) находим l_0 .

5. Исходя из скорости прокатки v , по кривой Некервиса и Эванса² определяем соответствующее значение коэффициента трения f .

6. Подсчитываем величину $\frac{fl_0}{h_{cp}}$ и номографическую величину $\left(\frac{fl_0}{h_{cp}}\right)^2$.

² R. I. Nekervis, R. M. Evans, Iron and Steel Eng., 1948, v. 25, No 10, p. 72—81; а также ч. V, рис. 15.

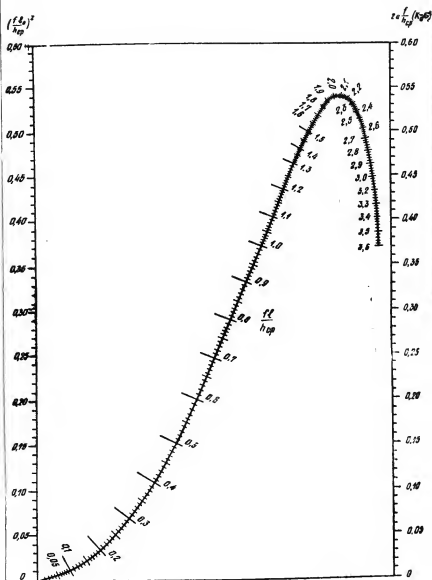


Рис 242. Номограмма для подсчета величины $\frac{fl}{h_{cp}}$ по известным

$$\left(\frac{fl_0}{h_{cp}}\right)^2 \text{ и } 2a \frac{f}{h_{cp}} (k_0 - z)$$

7. Подсчитываем вторую номографическую величину $2a \frac{f}{h_{cp}} (k_0 - \sigma)$.

8. По номограмме рис. 242 по известным значениям $\left(\frac{f l_0}{h_{cp}}\right)^2$ и $2a \frac{f}{h_{cp}} (k_0 - \sigma)$ определяем $\frac{f l}{h_{cp}}$.

9. Определяем коэффициент увеличения давления C по уравнению (1) или, что значительно быстрее, по кривой зависимости C от $\frac{f l}{h_{cp}}$, полученной автором³.

10. Подсчитываем по формуле (1, правая часть) среднее удельное давление металла на валки p_{cp} с учетом упругого их сжатия.

11. Определяем длину сплюсненной дуги захвата l по известной уже величине $\frac{f l}{h_{cp}}$.

12. По уравнению (16) подсчитываем давление на валки P^1 .

44. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ НА УДЕЛЬНОЕ ДАВЛЕНИЕ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ СТАЛИ *

Опыты проводили на лабораторном стане, привод которого осуществляется через коробку скоростей, что позволяет изменять число оборотов валков от 8,8 до 1400 в минуту ($v = 0,037 \div 5,88$ м/сек).

Прокатывали стальные образцы с содержанием углерода от 0,18 до 0,32 %.

Толщина образцов или H/D изменялась в пределах от 0,06 до 0,5; степень деформации — от 0 до 50%; температура опытов — от 900 до 1200°. Усилия прокатки замеряли механической мездозой с автозаписью.

Прокатка с различной скоростью вращения валков

Для опытов взяты стальные образцы размером 20×15 мм, степень деформации принята постоянной и равной 16%. Ско-

³ M. D. Stone, J. Greenberg, Iron a. Steel Eng., 1943, № 2, p. 6;—69, 72, а также ч. IV, стр. 352, рис. 305.

⁴ Результат подсчета не отражает влияния сил трения, которые его несколько повышают. Полное давление металла на валки $F = P_z + T_z$ (где $T_z = T_{zI} - T_{zII}$). Сила F расположена вертикально и отстоит от линии центров валков на некотором расстоянии a , являющемся плечом момента этой силы, определяющего собой крутящий момент прокатки. Прим. ред.

* Т. М. Голубев, М. А. Зайков, Я. В. Шамец, Влияние скорости деформации на удельное давление при горячей прокатке стали, Труды Кузнецкого НТО ЧМ, 1956, т. I, с. 96.

рость прокатки 0,37; 0,37; 1,17 и 5,88 м/сек, что отвечает скорости деформации от 0,5 до 100 1/сек.

Результаты* опытов в логарифмических координатах выражаются прямой; следовательно, скоростная зависимость сопротивления деформированию будет выражаться политропой:

$$\frac{p_2}{p_1} = \left(\frac{u_2}{u_1} \right)^a.$$

Из рис. 243 видно, что политропическая зависимость сопротивления деформированию от скорости деформации наблюдается как при различных степенях деформации, так и при различных температурах прокатки.

При этом выявляются интересные особенности:

1. Показатель a скоростной зависимости сопротивления деформированию обратно пропорционален степени деформации, причем с уменьшением скорости деформации эта зависимость нивелируется.

Численное значение константы a при $H=10$ мм и $t=900^\circ$ равно 0,07 при степени деформации 25%; 0,09 при 15%; 0,015 при 5%.

2. Рассматриваемая константа находится в прямой пропорциональной зависимости от температуры металла при прокатке, причем с увеличением скорости деформации эта зависимость нивелируется. Численное значение константы a при $H=10$ мм и обжатии 20% равно 0,08 при 900° и 0,175 при 1200° .

3. Рассматриваемая константа не зависит от высоты образцов при одинаковой относительной степени деформации. При этом на численную величину удельного давления заметно влияет высота образца.

Полученные результаты можно достаточно удовлетворительно объяснить с точки зрения теории упрочнения и отдыха в процессе пластической деформации^{1,2}.

Прокатка с различной степенью деформации

Опыты производили на прецизионном прокатном стане при скорости прокатки 0,3 м/сек. Размеры образцов 15×40 мм; степень деформации изменялась через 0,5—1% от 0,5 до 50%.

* Op. cit., с. 99—104.

¹ В. Д. Кузнецов, Физика твердого тела, т. II, 1941; т. V, 1945.

² М. А. Зайков, Известия АН СССР, 1950, № 3, с. 401; Труды Сибирского металлургического института, 1954, вып. 1, с. 176.

³ Обжатие варьировалось за счет изменения конечной толщины полосы при постоянстве исходной толщины ($H=15$ мм), что вызывало одностороннее изменение в условиях напряженного состояния металла в зоне валков (сопоставимо со случаем, когда $h=\text{const}$). Прим. ред.

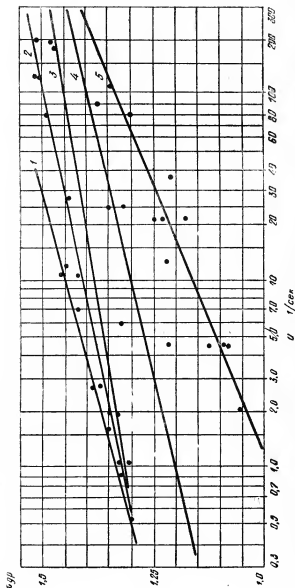


Рис. 243. Влияние скорости деформации на сопротивление деформированию при различных факторах:
1, 2, 3 — образцы 10X10 мм из стали 0,32% С, $t = 900^\circ$, обжатие 15; 20%; 4 — образцы 20X
X 15 мм из стали 0,32% С, $t = 900^\circ$; обжатие 16%; 5 — образцы 10X10 мм из стали 0,18% С, $t = 1200^\circ$, обжатие 20%

Температура металла при прокатке составляла 1100° . Результаты опытов показаны на рис. 244. Отсюда видно, что:

1. Величина сопротивления деформированию при горячей прокатке заметно зависит от степени деформации.

2. Имеется предел упрочнения, после которого сопротивление деформации с увеличением степени деформации не возрастает.

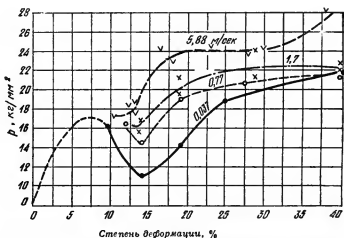


Рис. 244. Кривые упрочнения стали 0,32% С при различных скоростях прокатки: образцы $5,25 \times 15$ мм, $D=80$ мм, $t = 1100^{\circ}$

3. При малых степенях деформации $<5\%$ сопротивление деформации резко увеличивается.

Интересно, что при проведении систематических опытов изучаемое явление наблюдалось не во всех случаях прокатки. Так, при температуре прокатки 900° это явление имело место при $\frac{H}{D} = 0,375 \div 0,5$ при всех скоростях прокатки от 0,037 до 5,88 м/сек. При $\frac{H}{D} = 0,22 \div 0,25$ оно наблюдалось только при скоростях прокатки свыше 0,37 м/сек. Когда скорость прокатки была равна 0,037 м/сек, рассматриваемого явления не было. То же происходило при $\frac{H}{D} = 0,125$ независимо от скорости прокатки.

При температуре опытов 1100° сопротивление деформации при малых степенях обжатий возрастало при всех скоростях прокатки.

Можно привести следующие значения степени деформации, отвечающей нарушению монотонного хода кривой:

Температура, °С	900	1100	1100
Степень деформации, %	4—10	7—14	10—15

Рассматриваемое явление можно объяснить исходя из теории Т. М. Голубева о распространении пластической деформации во времени ⁴.

Прокатка образцов различной исходной высоты

Результаты опытов представлены на рис. 245 и 246. Они показывают следующее:

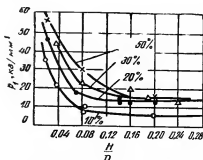


Рис. 245. Зависимость удельного давления от высоты образца при различных степенях деформации: $D = 126$ мм, $v = 0,3$ м/сек, $t = 1000^\circ$, сталь 0,18% С

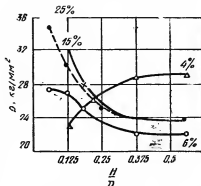


Рис. 246. Зависимость удельного давления от высоты образца при различных степенях деформации: $D = 80$ мм, $v = 5,88$ м/сек, $t = 900^\circ$, сталь 0,32% С

1. При степенях деформации выше 5% с увеличением высоты образца сопротивление деформации снижается, асимптотически приближаясь к некоторой величине, зависящей от температуры и степени деформации, но не зависящей от геометрических размеров полосы.

2. С увеличением степени деформации в интервале от 5% до степени деформации, отвечающей пределу упрочнения, рассматриваемая асимптота повышается, что свидетельствует о наличии упрочнения при горячей прокатке.

3. При степенях деформации, меньших 5—10%, сопротивление деформации также возрастает, что объясняется условиями распространения пластической деформации во времени.

⁴ Т. М. Голубев, Известия ОН АН СССР, 1950, № 3, с. 401.

4. При степенях деформации, больших 25—30%, сопротивление деформации снижается, что свидетельствует о наличии предела упрочнения и об интенсивности развития разупрочнения при высоких степенях деформации.

Снижение сопротивления деформации при увеличении толщины полосы можно объяснить уменьшением удельной величины подпирających напряжений.

Прокатка при различных способах изменения скорости деформации

Средняя по очагу деформации относительная скорость деформации равна ⁵:

$$u_{\text{ср}} = \frac{v_{h_{\text{ср}}}}{h_{\text{ср}}} = \frac{2v \sin \frac{\alpha}{2}}{H \left(1 - \frac{H-h}{2H} \right)} = \frac{v}{h_{\text{ср}}} \sqrt{\frac{H-h}{R}}.$$

Из уравнения видно, что скорость деформации в опытах можно изменять несколькими способами:

а) изменяя степень деформации при постоянной скорости прокатки и высоте прокатываемых образцов;

б) изменяя высоту образцов при постоянных скоростях прокатки и степени деформации;

в) изменяя скорость прокатки при постоянной толщине образцов и степени деформации.

Эти три способа изменения скорости деформации при прокатке неравнозначны. Разница объясняется изменением наклепа в первом случае и напряженного состояния во втором. Этого во всех предшествующих исследованиях не учитывали.

Удельное давление в функции высоты образца представлено на рис. 247. Из рисунка видно, что с уменьшением высоты оно возрастает вследствие увеличения подпирających напряжений. Интересно, что интенсивность возрастания удельного давления зависит от скорости прокатки; при больших скоростях она меньше, что объясняется понижением коэффициента трения с увеличением скорости прокатки ⁶.

Для количественной оценки этого явления служит коэффициент напряженного состояния

$$n = \frac{p}{k},$$

⁵ Относительно способов определения средней скорости деформации см. W. Lueg, H. G. Müller, Stahl u. Eisen, 1956, № 21, S. 1343—1356, а также ч. VI, стр. 395—396, где приводится ряд формул различных авторов. *Прим. ред.*

⁶ Т. М. Голубев, М. А. Зайков, Труды Сибирского металлургического института, 1954, в. I, с. 69—121.

где p — удельное давление при прокатке для соответствующей высоты образца и степени деформации;
 κ — сопротивление одноосной деформации⁷.

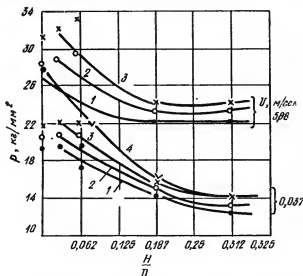


Рис. 247. Зависимость удельного давления стали 032% С при прокатке в валах $D = 80$ мм от высоты образца при различных скоростях прокатки, степени деформации:

1 — 600; 2 — 1000; 3 — 2000; 4 — 4000, $t = 900^\circ$

1. Коэффициент напряженного состояния при прокатке высоких образцов $\frac{H}{D} = 0,37 \div 0,5$, по существу, равен коэффициенту Лоде

$$n = \gamma = 1,15^8.$$

⁷ Сопротивление в условиях линейного (одноосного) напряженного состояния. Что же касается «одноосной деформации», то она без изменения объема существовать вообще не может. Прим. ред.

⁸ Дело обстоит значительно сложнее. По мере увеличения высоты полосы уменьшается влияние подпирющих сил трения. В пределе (теоретически) влияние этих сил исчезает вовсе и наступают условия одноосного сжатия. Однако в этом случае не может протекать плоская деформация, а должно существовать равенство продольной и поперечной деформации, причем коэффициент Лоде становится равным $a = 1$ и уравнение пластичности $\sigma_1 = a\sigma_2 + \sigma_3$ дает $\sigma_1 = \sigma_3$, т. е. $n = 1$. Уместно отметить, что при условном допущении существования плоской деформации, когда коэффициент Лоде $a = 1,15$ в случае $\sigma_3 = 0$, мы получаем: $\sigma_1 = 1,15 \sigma_2$, что, разумеется, абсурдно так как в этом случае имеется одноосное напряженное состояние и должно быть $\sigma_1 = \sigma_3$. Прим. ред.

Резкий скачок коэффициента напряженного состояния при степенях деформации $< 5\%$ объясняется возникновением внутренних напряжений вследствие того, что деформацией не охватывается вся толщина образца.

2. Такой же характер носят кривые коэффициента напряженного состояния при прокатке полос средней толщины ($\frac{H}{D} = 0,22 \div 0,25$). В отличие от первого случая количественная величина коэффициента напряженного состояния здесь зависит от скорости прокатки, что вполне объясняется соответствующей зависимостью коэффициента внешнего трения⁶.

3. При прокатке полос малой толщины ($\frac{H}{D} < 0,125$) имеет место только последняя зависимость. При этом коэффициент напряженного состояния возрастает не только с уменьшением скорости прокатки, но также и с увеличением степени деформации.

45. СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИИ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ*

Уравнение распределения удельного давления по дуге захвата.

Равновесие горизонтальных сил в щели валков, согласно Карману¹, выражается уравнением

$$\frac{d(\sigma h_\varphi)}{d\varphi} = 2p_n R \cos \varphi (\lg \varphi \pm f), \quad (1)$$

где σ — горизонтальное напряжение;
 p_n — удельное давление, нормальное к поверхности валков в точке дуги φ ; вследствие малого угла φ принимаем

$$p_n = p, \quad (2)$$

где p — вертикальное удельное давление.

Для решения уравнения (1), допускаем:

1) что по всей поверхности контакта коэффициент трения постоянен:

$$\tau = fp = \frac{k_f}{2}, \quad (3)$$

где k_f — сопротивление металла деформации при наличии сил трения;

* W. Lueg, H. G. Müller, Die Vorgänge im Walzpalt und ihre Rückwirkung auf Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen, Stahl u. Eisen, 1956, B. 76, № 21, S. 1343—1356. *Редф. Я. Галлая.*

¹ Т. Карман, Z. angew. Mathematik u. Mechanik, 1925, № 2, S. 139—141, а также ч. II, с. 62.

2) что имеет место плоская деформация и поэтому действительно уравнение пластичности Треска

$$\sigma = p - k_f. \quad (4)$$

3) примем

$$\sin \varphi = \varphi; \quad \cos \varphi = 1 \text{ и } h_\varphi = h + R\varphi^2. \quad (5)$$

Подставляя (2) — (5) в (1), получим уравнение, выведенное Симсом²:

$$\frac{d}{d\varphi} \left[h_\varphi k_f \left(\frac{p}{k_f} - 1 \right) \right] = 2R_p (\varphi \pm f) \quad (6)$$

или

$$\frac{d}{d\varphi} \left[h_\varphi k_f \left(\frac{p}{k_f} - 1 \right) \right] = 2Rp\varphi \pm Rk_f. \quad (7)$$

Дифференцируя (7), получим

$$h_\varphi k_f \frac{d}{d\varphi} \frac{p}{k_f} + \left(\frac{p}{k_f} - 1 \right) \frac{d}{d\varphi} h_\varphi k_f = 2Rp\varphi \pm Rk_f. \quad (8)$$

Принимая, в отличие от Симса², что первый член левой части уравнения больше второго, получим дифференциальное уравнение первого порядка для величины p/k_f :

$$\frac{d}{d\varphi} \frac{p}{k_f} - \frac{2R}{h_\varphi} \varphi \frac{p}{k_f} \pm \frac{R}{h_\varphi} = 0, \quad (9)$$

которое в общем виде решается так:

$$p = k_f \frac{h_\varphi}{h} \left[\pm \left(\frac{\sqrt{h_\varphi - h}}{h_\varphi} \sqrt{R} + \sqrt{\frac{R}{h}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{h_\varphi - h}{h}} \right) + 2hC \right]. \quad (10)$$

Обозначим

$$u = \frac{H - h}{H} \text{ и } u_1 = \frac{H - h_\varphi}{H}. \quad (11)$$

При граничных условиях $p = k_f$, а также при $h_\varphi = h$ и $h_\varphi = H$ получим для области II — от выхода из валков до критического сечения:

$$p = k_f \cdot \frac{1}{2} \frac{1 - u_1}{1 - u} \left[\sqrt{\frac{u - u_1}{1 - u_1}} \sqrt{\frac{R}{H(1 - u_1)}} + \sqrt{\frac{R}{H(1 - u)}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{u - u_1}{1 - u}} + 2 \right] = k_f F_{II} \left(\frac{R}{H}, u_1 \right); \quad (12)$$

² R. B. Sims, Proc. Inst. Mechanical Engineers, 1954, v. 168, № 6, p. 191—200, а также ч. VI, с. 316.

для области I — от входа в валки до критического сечения:

$$p = k_f \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1-u_1}{1-u} \left[\sqrt{\frac{R}{H(1-u)}} \left(\operatorname{arctg} \sqrt{\frac{u}{1-u}} - \right. \right. \\ \left. \left. - \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{u-u_1}{1-u}} \right) + \sqrt{\frac{R}{H(1-u_1)}} \left(\sqrt{u(1-u)} - \right. \right. \\ \left. \left. - \sqrt{\frac{u-u_1}{1-u_1}} \right) + 2(1-u) \right] = k_f F_I \left(\frac{R}{H}, u_1 \right). \quad (13)$$

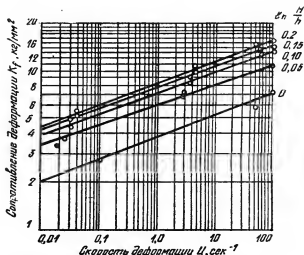


Рис. 248. Зависимость сопротивления деформации при осадке от скорости деформации

Из уравнений (12) и (13) следует, что удельное давление при прокатке зависит от геометрических параметров процесса и сопротивления металла деформации, на которое в свою очередь влияют упрочнение, температура и скорость деформации³.

Для исследования влияния скорости деформации была проведена осадка образцов малоуглеродистой хромомарганцовистой стали на молоте и прессе при 1100°. Результаты опытов приведены на рис. 248.

При осадке, даже при высокой температуре и сравнительно низкой скорости деформации, упрочнение оказывает заметное влияние на сопротивление деформации; оно возрастает с повы-

³ Существенное влияние оказывает и взаимодействие между основной массой металла в зеве валков с внешними частями полосы («жесткими концами»). Прим. ред.

шением скорости деформации. При соответствующих скоростях деформации может преобладать процесс разупрочнения или установиться равновесие между процессами упрочнения и разупрочнения; тогда деформация будет протекать при практически постоянном сопротивлении. Для точного определения изменения удельного давления по дуге захвата необходимо знать изменение скорости деформации по мере продвижения металла через щель валков.

При параллелепипедной деформации скорость ее

$$u_g = \frac{V_c}{h^2} 2 \operatorname{tg} \varphi, \quad (14)$$

где V_c — секундный объем.

После преобразований получаем

$$u_g = \frac{\pi n}{60} \frac{l_d}{h} \frac{4 - 11u + 10u^2}{1 - u} \frac{\lambda}{[1 - u(1 - u^2)]^2}, \quad (15)$$

где l_d — длина проекции хорды дуги захвата;

$\lambda = \frac{x}{l_d}$ (x — расстояние от выхода до соответствующего сечения).

Значение скорости деформации имеет максимум при

$$\lambda = \sqrt{\frac{1 - u}{2u}}. \quad (16)$$

Однако максимум имеет смысл лишь в том случае, когда он находится в пределах дуги захвата, т. е. при относительном обжатии $u \geq 0,25$.

На рис. 249 представлены кривые изменения скорости деформации для различных степеней деформации при h , R и $n = \text{const}$. Приведенные под осью абсцисс масштабы показывают изменение

относительной деформации $u_1 = \frac{H - h_\varphi}{H}$ по дуге захвата для различных степеней деформации $u = \frac{H - h}{H}$. Из кривых следует,

что скорость деформации по дуге захвата изменяется очень сильно и поэтому ее необходимо учитывать при исследованиях и подсчетах удельного давления p .

Для примера на рис. 250 приведены кривые изменения κ_f и p по дуге захвата. Сопrotивления деформации κ_f определены в зависимости от скорости деформации u (см. рис. 249), а удельные давления при прокатке p подсчитаны по уравнениям (12) и (13). Максимальные значения p резко возрастают при увеличении степени деформации u , причем максимум сдвигается в направлении выхода из валков.

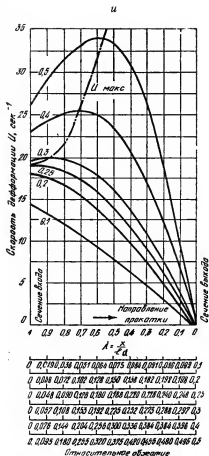


Рис. 249. Изменение скорости деформации по дуге захвата для степеней деформации $u = 0,1 - 0,5$, $n = 60$ об/мин, $h = 20$ мм, $R = 350$ мм

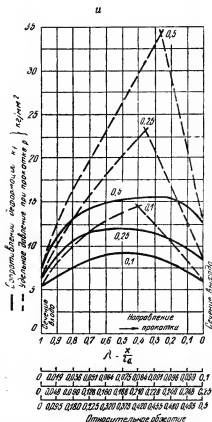


Рис. 250. Распределение сопротивления деформации k_f и удельного давления p по дуге захвата при прокатке хромомарганцевой стали: $n = 60$ об/мин, $h = 20$, $R = 350$ мм, $t_e = 1100^\circ$

Среднюю скорость деформации u_{cp} при данной степени деформации ϵ подсчитывают планиметрированием кривых рис. 249. На рис. 251 приведена такая кривая u_{cp} , определенная планиметрированием, а также кривые, подсчитанные по формулам различных авторов.

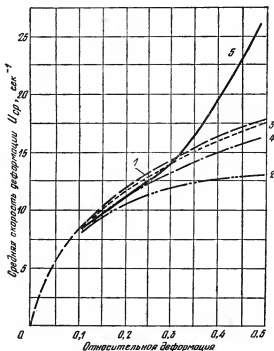


Рис. 251. Сопоставление формул для подсчета средней скорости деформации в зависимости от относительной степени деформации $n = 60$ об/мин, $h = 20$ мм, $R = 350$ мм:

1 — Симс, Гофф и Даль; 2 — Тринкс; 3 — Эке-
лунд; 4 — Оровэн и Паскоз; 5 — планиметриро-
ванием

1. Симс², Гофф и Даль⁴

$$u_{cp} = \frac{v}{l_d} \ln \frac{H}{h}. \quad (17)$$

⁴ Н. Hoff, T. Dahl, Grundlagen des Walzverfahrens, Düsseldorf, 1950. S. 190.

2. Тринкс⁵

$$u_{\text{ср}} = \frac{v}{l_d} \frac{H-h}{H} \quad (18)$$

3. Экелунд⁶

$$u_{\text{ср}} = \frac{v}{l_d} \frac{H-h}{H} \frac{2H}{H+h} \quad (19)$$

4. Оровэн и Паскоэ⁷

$$u_{\text{ср}} = \frac{v}{l_d} \cdot \frac{H-h}{H} \cdot \frac{H+3h}{4h} \quad (20)^8$$

Из рис. 251 следует, что до 30% обжатия все формулы дают результаты, близкие к полученным планиметрированием (кривая 5). В нижеприведенных опытах $u_{\text{ср}}$ подсчитывали по уравнению (17)⁹.

Опытные данные

Опыты производили на чистовой клети заготовочного стана трио. Начальные диаметры валков 705/700/695 мм; длина бочки 2200 мм. Максимальное число оборотов 120 в минуту, что соответствует $v \approx 4,4$ м/сек. Калибровка валков позволяет катать квадрат размером $46 \times 46 \div 135 \times 135$ мм и на гладкой части боч-

⁵ W. Trinks, Blast Furnace a. Steel Plant, 1937, № 9, p. 1005—1008.

⁶ S. Ekellund, Jernkont. Ann., 1927, № 2, S. 39—97. Реф. Metallurg № 2, 3 и 4—5, с. 86, 82 и 159.

⁷ E. Orowan, K. I. Pascoe, Iron a. Steel Inst., Special Report, № 34, 1946, v. 46, p. 124—146.

⁸ См. также А. И. Целиков, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1955, кн. 73. Прокатные станы, в. 5, с. 227—229, а также ч. V, с. 302.

⁹ К сожалению, авторам неизвестны методы определения средней скорости деформации, разработанные советскими исследователями. Так, А. И. Целиков предложил формулу

$$u_{\text{ср}} = \frac{v_h l_d}{Rh} \approx \frac{v_h}{l_d} \frac{H-h}{H};$$

Н. Крейдлин рекомендовал формулу

$$u_{\text{ср}} = \frac{2 h v \mu \left[(h+D) \frac{H-h}{Hh} + \ln \frac{H}{h \cos \alpha} \right]}{(h+D)^2 \alpha}.$$

Формула А. А. Королева имеет вид:

$$u_{\text{ср}} = \frac{v}{l_d} u \left(1 + \frac{u}{2} \right),$$

где $u = \frac{H-h}{H}$. Прим. ред.

ки — сутунку или тонкий сляб шириной до 400 мм. Прокатка производилась из обжатой заготовки или слябов.

Давление металла на валки измеряли месдозами с проволоочными датчиками. Влияние температуры прокатки на среднее удельное давление $p_{\text{ср}}$ при прокатке сутунки для трансформаторно, для различных ее скоростей. Из рис. 252 и 253 следует, ржавеющей стали (0,12% С; 18% Сг; 8,5% Ni) на рис. 253. Кри-

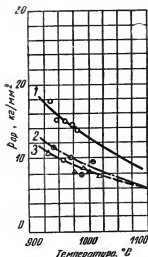


Рис. 252. Влияние температуры на $p_{\text{ср}}$ при прокатке трансформаторной стали

Кривая	$\ln \frac{H}{h}$	$\nu_{\text{ср}}$ сек. —1	$h/D, \%$
1	0,4	20	2,8
2	0,4	17	4,1
3	0,24	14	4,4

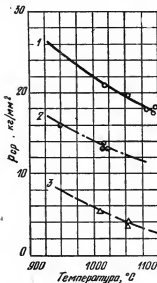


Рис. 253. Влияние температуры на $p_{\text{ср}}$ при прокатке нержавеющей стали

Кривая	$\ln \frac{H}{h}$	$\nu_{\text{ср}}$ сек. —1	$h/D, \%$
1	0,26	12	4,8
2	0,18	8,5	8,9
3	0,33	1,9	8,6

вые построены для различных степеней деформации и, следовательно, для различных ее скоростей. Из рис. 252 и 253 следует что при увеличении температуры прокатки с 900 до 1100° $p_{\text{ср}}$ уменьшается в среднем больше чем вдвое.

На рис. 254 и 255 показано влияние степени деформации на среднее удельное давление при прокатке этих же сталей. Эта

зависимость характеризуется открытой книзу параболой. Следовательно, полное давление металла на валки

$$P = p_{\text{ср}} l_d B_{\text{ср}} \quad (21)$$

с повышением степени деформации увеличивается почти прямолинейно, что соответствует и теоретическим формулам.

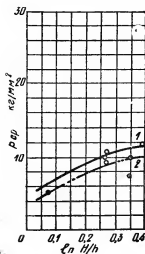


Рис. 254. Влияние степени деформации на $p_{\text{ср}}$ при прокатке трансформаторной стали: 1 — 980° , 11 сек. $^{-1}$, $\frac{h}{D} = 2,9\%$; 2 — 950° , 4 сек. $^{-1}$, $\frac{h}{D} = 3\%$

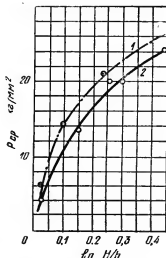


Рис. 255. Влияние степени деформации на $p_{\text{ср}}$ при прокатке нержавеющей стали: 1 — 1050° , $8 \div 14$ сек. $^{-1}$; $\frac{h}{D} = 4,7 + 8,6\%$; 2 — 1000° , $6 \div 9$ сек. $^{-1}$, $\frac{h}{D} = 5 - 8,6\%$

На рис. 256 и 257 показано влияние скорости деформации на $p_{\text{ср}}$. Скорость деформации u_p оказывает значительное влияние на p_p при увеличении $u_{\text{ср}}$ до 2 сек. $^{-1}$; при дальнейшем возрастании скорости деформации ее влияние сказывается слабее, что соответствует зависимости κ_f от скорости деформации (см. рис. 248).

Все описанные опыты проводили при прокатке сутунки на гладкой бочке. Кроме того, исследовали прокатку заготовки в ромбических калибрах. Для сравнения среднего удельного давления, получающегося в обоих случаях, нержавеющая сталь при аналогичных условиях деформации (0,12% C; 18% Cr; 8,5% Ni)

была прокатана в одном случае на квадратную заготовку размером $55,5 \times 55,5$ мм, а в другом на сляб размером 250×55 мм.

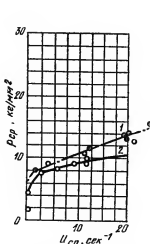


Рис. 256. Влияние средней скорости деформации на P_{cp} при прокатке трансформаторной стали $t_c = 980^\circ$, $\frac{h}{D} = 2,87\%$.

У кривой 1 $\ln \frac{H}{h} = 0,39$, у кривой 2 — $\ln \frac{H}{h} = 0,26$

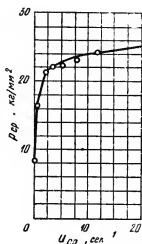


Рис. 257. Влияние средней скорости деформации на P_{cp} при прокатке нержавеющей стали. 1060° ,

$\ln \frac{H}{h} = 0,447$, $\frac{h}{D} = 5,1\%$

Из результатов этих опытов следует (табл. 31), что отношение средних удельных давлений при прокатке в калибрах (P_{cp}^k) и на гладкой бочке (P_{cp}^r)

$$c = \frac{P_{cp}^k}{P_{cp}^r} \quad (22)$$

во всех проведенных опытах равно примерно 2. Следовательно, среднее удельное давление при прокатке в калибрах может быть подсчитано путем умножения P_{cp} определенного при прокатке

на гладкой бочке, на коэффициент c , равный в данном случае 2^{10} .

Таблица 31

Среднее удельное давление при прокатке нержавеющей стали в калибрах и на гладкой бочке

	Номер калибра (пропуска)						
	1	2	3	4	5	6	7
Температура, °C	1010	995	980	970	960	945	930
$\ln \frac{H}{h}$	0,19	0,19	0,21	0,21	0,20	0,20	0,18
u , сек ⁻¹	4	4	4	5	5	5	5
u , %	14,3	13	11,6	10,6	9,6	8,7	7,9
Заготовка:							
калибр, мм	100	91	82	74	67	61	55,5
P_k , т	198	145	148	138	140	103	112
$p_{ср}$, кг/мм ²	29	25	28	30	35	33	41
Сляб:							
H/h	123/100	112/91	103/82	94/74	84/67	74/61	67/55
P_r , т	300	305	310	315	295	270	275
$p_{ср}$, кг/мм ²	13,5	14	14,5	15	15,5	16	17
$c = \frac{p_{ср}^k}{p_{ср}^r}$	2,15	1,8	2,0	2,0	2,25	2,06	2,4

¹⁰ Следует подчеркнуть, что значения такого пересчетного коэффициента c могут значительно колебаться в зависимости от условий напряженного состояния в том или ином калибре. *Прим. ред.*

ГЛАВА VI

РАСХОД ЭНЕРГИИ ПРИ ПРОКАТКЕ

1. НОМОГРАММЫ ДЛЯ ПОДСЧЕТА МОЩНОСТИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ СТАЛИ*

Номограммы, предложенные авторами для упрощенных и приблизительных подсчетов мощности приводных моторов, применимы ко всем случаям прокатки узкой и широкой ленты практически любой толщины на станах с валками малых и больших диаметров. Они построены следующим образом.

Одна номограмма относится к прокатке в три прохода автомобильной рулонной ленты толщиной 0,8 мм при общей вытяжке 2,5 (рис. 258), другая — к прокатке в пять проходов жести толщиной 0,26 мм при общей вытяжке 7,0 (рис. 259). Эти номограммы служат лишь для приближенных подсчетов. Их применение не может полностью заменить специального расчета для данных условий, поскольку номограммы построены по данным специфической американской практики, характеризующейся определенными, почти стандартными производственными условиями работы пятиклетевых непрерывных станов.

Каждая номограмма состоит из семи полей от *A* до *G*.

Поле *A* служит для определения полного давления прокатки в тоннах на всю ширину ленты 2000 мм в зависимости от вытяжки (рис. 258 для 2,5-кратной вытяжки автомобильной ленты; рис. 259 — для 7-кратной вытяжки жести).

Поля *B* и *C* на рис. 258 и 259 служат для подсчета полного давления прокатки при производстве ленты шириной меньше 2000 мм (поле *B* для ленты шириной 1000—2000 мм, поле *C* — для 400—1000 мм).

Поле *D* служит для определения суммарной мощности всех приводных электродвигателей стана в зависимости от кратности вытяжки. Деления на ординатах нанесены для $Bv = 20 \text{ м}^2/\text{сек}$. Это соответствует условиям поля *A* для максимальной ширины ленты $B = 2,0 \text{ м}$ и для максимальной скорости прокатки $v = 10 \text{ м/сек}$.

* О. Emicke, K. Lukas, Das Walzen von leichtmetallen, Freiberg, 1944. Реф. Metallurgie u. Giessereitechnik, 1952, № 2, S. 2—14; реф. W. Lueg, Stahl u. Eisen, 1953, В. 22, S. 1426—1428. Здесь реф. Б. Э. Бельского, Бюллетень ЦИИН МЧМ, 1948, № 6, с. 14—18.

Поля E , F и G служат для определения мощности двигателей, но при меньших B_v .

Ниже абсцисс полей E , F и G расположены дополнительные абсциссы, по которым можно найти производительность стана в $t/час$ при прокатке ленты любой ширины, имеющей конечную толщину $h_3 = 0,8$ мм по номограмме рис. 258 и соответственно $h_5 = 0,26$ мм — по номограмме рис. 259.

Пример применения номограммы

Катают автомобильную рулонную ленту размером $1300 \times 0,8$ мм в три прохода с обжатиями $37-23-17,5\%$ и соответствующей вытяжкой $1,59-2,06-2,5$.

Суммарное давление прокатки при всех трех пропусках применительно к ширине в 2000 мм, для которой составлены кривые поля A рис. 258, находят на месте пересечения перпендикуляра, восстановленного из конечного пункта абсциссы a_1 , соответствующего общей вытяжке 150% , с кривой P в точке a_2 . Соответствующее значение на ординате — 8750 т — определяет полное давление во всех трех пропусках.

Для фактической ширины ленты в 1300 мм действительные значения полного давления найдем в поле B следующим образом. Из соответствующей точке a_2 точки a_2' на ординате этого поля проведем пунктирную линию между двумя соседними наклонными прямыми до пересечения ее с вертикалью фактической ширины 1300 мм в точке a_3 . От этой точки проведем пунктирную горизонтальную линию до пересечения ее с ординатой в точке a_4 , которая и определяет значение фактического полного давления, равное 5700 т. Подобным же образом найдем для суммы давлений в двух первых проходах по ходу линии от b_1 до b_4 величину 5950 т для ленты шириной 2000 мм и 3860 т — для ленты шириной 1300 мм. Следуя от точки c_1 до точки c_4 , найдем соответственно величины 3000 т (ширина 2000 мм) и 1950 т (ширина 1300 мм) — для первого прохода.

Значения давлений в каждом из трех проходов для ленты шириной 1300 мм таковы:

$$\begin{aligned} 5700 - 3860 &= 1840 \text{ т для третьего пропуска;} \\ 3860 - 1950 &= 1910 \text{ т для второго пропуска.} \end{aligned}$$

Для ленты шириной меньше 1000 мм значения давлений прокатки определяются по кривым поля C .

В соответствии со сказанным выше мощность электродвигателей определяется по прямым одного из полей $D-G$ следующим образом.

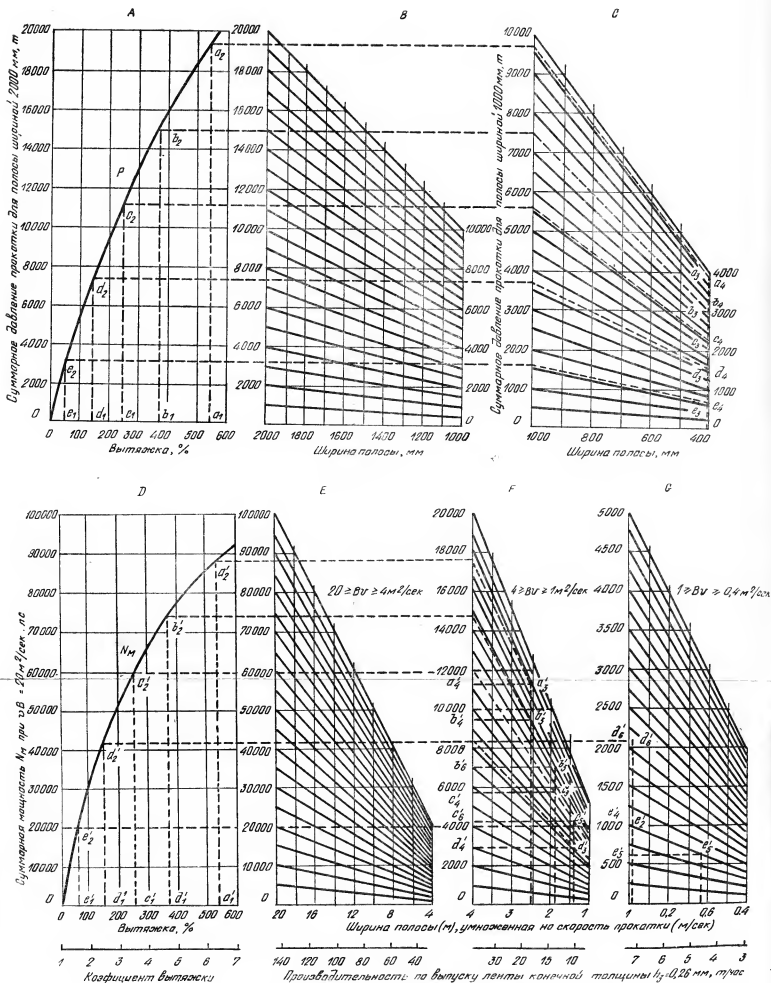


Рис. 259. Номограмма для определения потребной мощности при холодной прокатке широкой полосы из мягкой стали (0,08% С) в отдельной клетке и на пятиклетевом непрерывном стане: $D = 500$ мм, $H = 1,8$ мм, $h = 0,26$ мм, $v = 1-10$ м/сек. Смазка керосином. Исходный материал отожжен

Суммарная мощность для трех проходов при вытяжке на 150% определяется путем восстановления перпендикуляра из конечного пункта абсциссы поля D до пересечения с линией N_M в точке a_2' ; она равна 46 500 л. с. для $vB = 10 \cdot 2 = 20$ м²/сек. Так как действительная скорость прокатки равна 3 м/сек и ширина ленты 1,3 м, то $vB = 3 \cdot 1,3 = 3,9$ м²/сек. Согласно сказанному выше, это значение надо взять на абсциссе поля F , ординаты которого соответствуют суммарным мощностям двигателей для значений vB , лежащих в пределах от 1 до 4 м²/сек. Таким образом, точке a_2' поля D соответствует точка a_3' поля F для того случая, когда $vB = 4$, а не 20; в этом случае ($vB = 4$) суммарная мощность двигателей равна 9300 л. с., а для $vB = 3,9$ составляла 9100 л. с. Это значение и отмечается в конечной точке a_4' пунктирной линии $a_2' - a_3' - a_4'$ в поле F .

Если для предыдущего 2-го прохода тоже была выбрана скорость прокатки 3 м/сек, то суммарная мощность для 1-го и 2-го проходов, т. е. для достижения вытяжки на 106%, должна быть найдена по ходу линии $b_1' - b_2' - b_3' - b_4'$ от поля D к полю F ; она равна 6500 л. с. Если эту величину вычесть из первоначально найденной суммарной мощности, то получим мощность двигателя привода для последнего, третьего пропуска при скорости прокатки 3 м/сек: $9100 - 6500 = 2600$ л. с.; произведение $vB = 3,9$.

Однако значение 6500 л. с. не может служить численным определением мощности двигателя привода для 2-го пропуска, так как при этом пропуске валки вращаются со скоростью $v = 2,48$ м/сек и произведение $vB = 2,48 \cdot 1,3 = 3,22$ м²/сек. Поэтому прямую $b_2' - b_3'$ в поле F нужно протянуть через точку b_3' до пересечения с вертикалью из точки 3,22 абсциссы поля F в точке b_6' , затем из этой точки провести горизонталь к ординате того же поля, где в точке b_6' найдем значение 5310 л. с. — фактическую суммарную мощность для 1-го и 2-го проходов в том случае, когда скорость прокатки при 2-м проходе равна 2,48 м/сек. Чтобы найти истинную номинальную мощность двигателя при втором проходе, нужно с помощью линии $c_1' - c_2' - c_3' - c_4'$ мощность двигателя при втором проходе определить так, как если бы в этом случае скорость прокатки была одинаковой со скоростью при втором проходе, т. е. также равна 2,48 м/сек. при произведении $vB = 3,22$ м²/сек. Таким образом получим точку c_4' , которой соответствует значение 2960 л. с., и истинная мощность двигателя при втором проходе определится как разность $5310 - 2960 = 2350$ л. с.

Последней в ходе расчета находят истинную величину мощности при первом проходе, когда фактическая скорость прокатки равна $v = 1,8$ м/сек и произведение $vB = 1,9 \cdot 1,3 = 2,47$ м²/сек.

Восстановив от этой точки на абсциссе поля F перпендикуляр до пересечения с продолжением линии $c'_2-c'_3$ в точке c'_5 и затем проведя горизонталь через эту точку до пересечения ее с ординатой в точке c'_6 , находят мощность двигателя для первого прохода — 2310 л. с.

*Сравнение метода * Эмике и Люкаса с методом Кениона*

Значения расходуемой при холодной прокатке мощности, полученные по методам Эмике и Люкаса, с одной стороны, и Кениона¹, с другой, весьма различны для одних и тех же условий: по Эмике и Люкасу они выше.

В табл. 32 сопоставлены значения мощности электродвигателей, расходуемой при прокатке рулонной жести $682 \times 0,23$ мм на пятиклетевом непрерывном стане: один ряд значений найден Кенионом непосредственно по показаниям счетчика мощности; два других ряда определены по методу Эмике и Люкаса (без учета влияния переднего и заднего натяжения).

Таблица 32
Сопоставление мощности (л. с.) по Кениону и Эмике и Люкасу

Номер клетки	Кенион	Эмике и Люкас	
		подсчет	по номограмме рис. 259
1	233	440	470
2	968	2990	3240
3	832	2700	2560
4	897	3540	3490
5	918	2960	3190
Моталка	76	—	—
Итого	3944	12630	12950

К сожалению, в данных Кениона отсутствует указание на фактические мощности электродвигателей.

Из своих данных Кенион выводит определенный удельный расход мощности в л. с.-ч/1 т холоднокатаной широкой рулонной полосы из мягкой стали применительно к некоторой данной вытяжке. Получаемые им кривые расхода мощности Кенион применяет для подсчета нагрузок электродвигателя при производстве ленты в иных условиях — при другой ее ширине, другом

* Op. cit., 18—20.

¹ Кенион, Iron a. Steel Eng., 1940, № 5, p. 19—34, 47, а также ч. IV, стр. 472—476.

распределении обжатий и других скоростях прокатки. Против этого нельзя было бы возражать, если бы во всех случаях принималась только фактическая величина показателя часовой производительности ($t/\text{час}$). Однако Кенион так не поступает. При подсчете он берет максимальное значение возможной скорости прокатки во всех клетях совершенно независимо от ширины полосы; в этом случае при большой ширине ленты получаются относительно слишком высокие значения производительности на горячий час непрерывной работы и слишком низкие значения расхода мощности в л. с.-ч/1 т, что совершенно неправильно. Широкополосный стан холодной прокатки экономично работает лишь в том случае, если возможная максимальная скорость прокатки сочетается с минимальной шириной ленты и наоборот — минимальная скорость с максимальной шириной. Отношение максимальной ширины прокатываемой ленты к ее минимальной ширине при обычном диапазоне скоростей прокатки должно достигать 2. Если с максимальной скоростью прокатывать ленту наибольшей ширины, то требуемая мощность двигателей в 2—3 раза превысит фактическую. Кенион с этим правилом при своих подсчетах не считается.

Авторы пересчитали по номограммам рис. 258 и 259 требуемые мощности для шести трех- и пятиклетевых станов и 33 установок холодной прокатки, упоминаемых в работе Кениона. Во всех случаях, чтобы иметь результаты, сравнимые с кенионовскими, при подсчетах брали максимальную ширину ленты в сочетании с максимальной для каждого стана скоростью прокатки. Полученные расчетом мощности сопоставляли с мощностями фактически установленных двигателей.

Оказалось, что в большинстве случаев установленные мощности меньше требуемых. Чем новее стан, тем обычно это расхождение меньше. Так, например, мощность двигателей пятиклетевого стана постройки 1934 г., равная 4150 л. с., составляет около 50% требующейся — 8345 л. с. У другого подобного же стана, но более современного, эта разница составляет только 14%, а именно 8900 л. с. против 10 380. Согласно Кениону, этих расхождений вообще не должно существовать.

На рис. 260 сопоставлен расход мощности в л. с.-ч/т применительно к вытяжке разной кратности; расчет произведен по методам Кениона (кривая 1), Эмике и Люкаса (кривая 2) и K-W-Institut (кривая 3).

Значения мощностей по расчету авторов в три раза, а по данным K-W-Institut в шесть раз превосходят значения Кениона. В этом случае важно, однако, отметить то, что данные K-W-Institut примерно вдвое превышают данные авторов, хотя и те, и другие одинаково базируются на теоретических расчетах мощ-

ности, требуемой для процесса прокатки, а не на фактически установленной мощности двигателей².

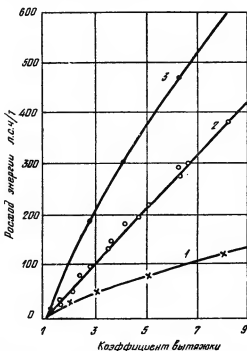


Рис. 260. Зависимость расхода мощности от кратности вытяжки при холодной прокатке широкой полосы мягкой стали: 1 — Emicke; 2 — Emicke, Lucas; 3 — K.-W.-Institute

2. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КРУТЯЩИХ МОМЕНТОВ МЕЖДУ ВАЛКАМИ *

Для измерения крутящего момента на валках двухвалкового стана $D = 160$ мм на оба соединительных шпинделя наклеивали проволоочные датчики. Скручивание шпинделя вызывало пропорциональное отклонение гальванометра, включенного в мостик

² Сами авторы отмечают, что их номограммы предназначаются лишь для приближенных подсчетов, в частности в номограммах не отражены значения натяжения входящего и выходящего концов ленты. Не приводится также сопоставление результатов подсчетов с собственными экспериментами авторов. *Прим. ред.*

* E. A. W. Hoff, Fluctuations of the Distribution of Torque Between Rolling—Mill Spindles; J. Iron a. Steel Inst., 1947, v. 155, part 1, Jan., p. 51—54. Реф. Я. Галлая.

Уитстона. Запись показаний фотографировалась на движущуюся с постоянной скоростью бумажную ленту (рис. 261—267). Ось времени идет слева направо. Отметки времени соответствуют одному обороту валков. Масштаб по вертикальной оси: $80 \text{ кг} \cdot \text{см/мм}$. Крутящий момент нижнего валка отмечался как отклонение вверх нижней нулевой линии, а верхнего валка — как отклонение вниз от верхней нулевой линии.

Внимательное изучение записей (рис. 261—267) указывает на то, что два отклонения дают линии, которые почти совпадают, если их положить одну на другую. Если отклонения идут в проти-

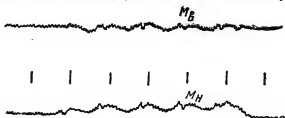


Рис. 261. Валки прижаты друг к другу с силой $4,4 \text{ т}$ на каждый подшипник. Валки сухие

воположные стороны, то это значит, что суммарный крутящий момент остается примерно постоянным. На рис. 265 записана такая кривая суммарного момента M при прокатке медной ленты $63 \times 1,24 \text{ мм}$ с обжатием $17,2\%$.

Значительные колебания крутящего момента, наблюдаемые на других записях (рис. 262—267), очевидно, вызваны двумя причинами: изменением условий трения на поверхности прокатываемой ленты и дефектами механических частей стана. Для изучения второго фактора валки были прижаты один к другому и вращались без ленты между ними. Оказалось (рис. 261), что крутящий момент на каждом валке периодически колеблется соответственно каждому обороту валка. Это, очевидно, вызвано неравномерностью шестерен в шестеренной клетке, которые вызывают изменение скоростей обоих валков¹. Кроме того, из рис. 261 следует, что крутящий момент на нижнем валке M_H постепенно возрастает и он больше, чем M_B ; следовательно, диаметр нижнего валка несколько больше. Периодическое изменение относительной скорости валков возбуждает колебательные касательные напряжения, действующие на ленту в направлении прокатки. Это может вызвать волнистость ленты. Записи такого ви-

¹ По нашим наблюдениям, такие, соответствующие каждому обороту колебания могут вызываться некоторой эксцентричностью самих валков или их шеек. *Прим. ред.*

да, как на рис. 261, могут служить характеристикой механической точности прокатного стана.

На рис. 262—264 показаны записи крутящего момента для различных металлов, прокатанных без смазки. Везде наблюдаются колебания, периодически связанные с числом оборотов

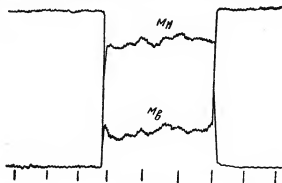


Рис. 262. Прокатка стальной ленты (0,06% С),
 $B = 50$ мм, $H = 1,37$ мм, $\mu = 13,2\%$. Валки и
лента сухие

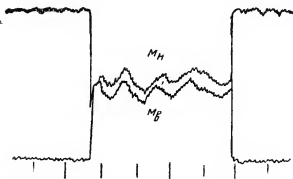


Рис. 263. То же, что на рис. 262, но $H = 1,01$ мм,
 $\mu = 9,4\%$

валков; однако для различных материалов и последовательных проходов одной и той же ленты амплитуда колебания разная. На этот эффект накладываются нерегулярные колебания с более короткими периодами, указывающие на случайные изменения трения.

Из рис. 266—267 видно, что особенно сильные нерегулярные колебания происходят при прокатке на смазанных валках. Сле-

довательно, в данной точке на поверхности ленты имеются значительные отклонения коэффициента трения от той средней его величины, которую обычно определяют на основании среднего крутящего момента, например, записанного на рис. 265.

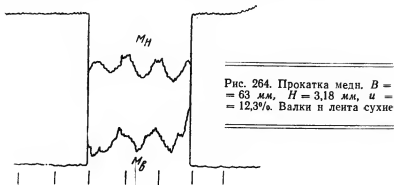


Рис. 264. Прокатка меди. $B = 63$ мм, $H = 3,18$ мм, $\mu = 12,3\%$. Валки и лента сухие

Как следует из рис. 262—267, всегда необходимо измерять крутящие моменты на каждом из шпинделей, а не только на одном, как это обычно принято, с последующим его удвоением².

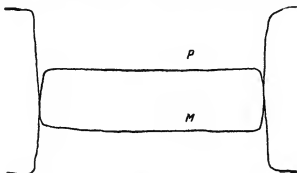


Рис. 265. Суммарный крутящий момент M и давление на валки P при прокатке меди. $B = 63$ мм, $H = 1,24$ мм, $\mu = 17,2\%$

На рис. 266 показан случай, когда лента в течение некоторого времени загибалась на верхний валок, чему соответствует горб на кривых. Это и понятно. В этот момент лента получала боль-

² Очень правильное указание, соблюдаемое далеко не всегда, даже в точных исследованиях. *Прим. ред.*

шую вытяжку на стороне, прилегающей к нижнему валку, и поэтому последний совершал большую часть работы деформации³.

На рис. 267 показана запись для полосы, которая перед прокаткой имела у конца два резких изгиба, вогнутых по отношению к нижнему валку. На конце записи видно, что к нижнему

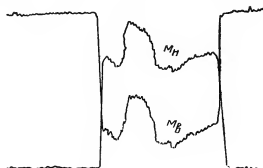


Рис. 266. Прокатка меди $B = 63$ мм, $H = 1,88$ мм, $\mu = 10,9\%$. Лента смазана маслом

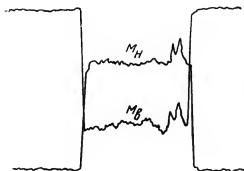


Рис. 267. Прокатка стали (0,06% С) . $B = 50$ мм, $H = 1,57$ мм, $\mu = 15,2\%$. Лента смазана прокатным маслом

валку был приложен значительно больший крутящий момент, потому что внутри изгиба лента по большей дуге соприкасалась с нижним валком.

³ Несколько поспешный вывод, при котором не учитываются сами причины, вызывающие загибание полосы вверх. Если, например, это явление было вызвано различными условиями трения между металлом и самими валками, то именно это различие в трении и обусловило загиб полосы вверх, а также разницу в крутящих моментах для обоих валков. *Прим. ред.*

3. ПОДСЧЕТ МОЩНОСТИ ПРИВОДА ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ *

Для определения расхода энергии, затрачиваемой на деформацию металла при холодной прокатке, необходимо знать величину плеча a силы P (рис. 268) ¹. Из схемы видно, что плечо a можно определить из уравнения

$$l - a = \frac{\int_0^{x_k} p_x x dx + \int_{x_k}^l p_x x dx}{P/B} \quad (1)$$

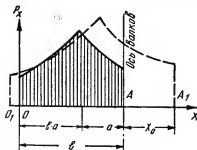
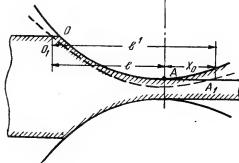


Рис. 268. Эпюра удельных давлений при холодной прокатке



или

$$a = l - \frac{\int_0^{x_k} p_x x dx + \int_{x_k}^l p_x x dx}{P_{ср}} \quad (2)$$

* Е. С. Рокотян, Давление металла на валки при холодной прокатке, Сталь 1947, № 9, с. 817—819.

¹ Полный крутящий момент прокатки может определяться двумя способами, дающими при правильном их применении вполне совпадающие результаты: 1) суммированием моментом (относительно оси валка) всех касательных сил трения (того и другого знака) и 2) нахождением момента (относительно оси валка) полной, вертикально направленной равнодействующей сил прокатки F_z , являющейся суммой вертикальных сил P_z и T_z (область отставания $+T_{zI}$ и опережения $-T_{zII}$). Автор учитывает лишь первую из этих сил P_z , забывая о второй. В связи с тем, что такая неточность весьма распространена, более оправдывается определение крутящего момента по первому способу. Прим. ред.

При решении интеграла вида $\int p_x x dx$ подставим значения p_x для обеих зон деформации². Тогда

$$\int_0^{x_k} p_x x dx + \int_{x_k}^l p_x x dx = 1,15 b \frac{h_{cp}}{2f} \left[\rho_0 \int_0^{x_k} e^{\frac{2fx}{h_{cp}}} x dx - \right. \\ \left. - \int_0^{x_k} x dx + \rho_1 \int_{x_k}^l e^{\frac{2f(l-x)}{h_{cp}}} x dx + \int_{x_k}^l x dx \right]. \quad (3)$$

После преобразований и упрощения получаем следующее окончательное выражение для величины

$$a = l - \frac{l}{4\psi} \times \\ \times \frac{V \sqrt{\rho_1 \rho_0} e^{\psi} \left(2\psi + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0} \right) + \rho_0 + \psi \left(\psi - \ln \frac{\rho_1}{\rho_0} \right) - \rho_1 (2\psi + 1)}{V \sqrt{\rho_0 \rho_1} e^{\psi} - \frac{\rho_0 - \rho_1}{2}}. \quad (4)^3$$

Определив плечо a , находим величину вращающего момента из его выражения

$$M = Pa \quad (5)^4$$

или

$$M = 2Bl\rho_{cp} a \cdot 10^{-3} \text{ кгм}, \quad (6)$$

где линейные размеры (B , l и a) следует брать в миллиметрах, а ρ_{cp} в кг/мм².

² См. уравнения (12) и (13), ч. VI, с. 83—84.

³ Значение $\psi = \frac{fl}{h_{cp}}$.

⁴ В связи с недостаточной точностью предыдущего вывода, правильнее было бы идти обратным путем; плечо a определять, исходя из вращающего момента M и значения силы P , измеряя эти обе величины непосредственно опытным путем или подсчитывая их теоретически. *Прим. ред.*

Мощность двигателя, расходуемую за проход при заданных условиях прокатки, можно определить из формулы

$$N = \frac{2Mv}{75D} \text{ л. с.} \quad (7)$$

После преобразования и подстановки выражения для M получаем формулу для подсчета мощности двигателя:

$$N = 5,3 \frac{Bv\sigma_{cp}}{D} 10^{-3}. \quad (8)$$

Все линейные размеры в этой формуле, включая и диаметр валков D , взяты в миллиметрах.

Соответственно получаем удельный расход энергии за пропуск

$$A = \frac{Nt}{3600 G} \text{ л. с.} \cdot \text{час/т}, \quad (9)$$

где t — продолжительность пропуска, сек.;

G — вес полосы, т.

Подставляя значение N из формулы (8), после преобразования имеем

$$A = 14,6 \frac{\rho_{cp} l a}{h \gamma D} \text{ л. с.} \cdot \text{час/т}, \quad (10)$$

где γ — удельный вес металла.

Остальные величины здесь имеют те же размерности, что и в формуле (6).

При холодной прокатке листов, особенно малой толщины, возникает упругое сжатие валков, причем плечо a значительно уменьшается. Длина дуги захвата при упругом сжатии валка увеличивается (рис. 268) до

$$l' = l + x_0. \quad (11)$$

Так как для подсчета вращающего момента имеет значение только часть дуги захвата влево от оси валков, то величину плеча a по формуле (4) необходимо уменьшить на x_0 , так как a отсчитывается от точки A (рис. 268).

Следовательно, истинное плечо a' при упругом сжатии валков будет

$$a' = a - x_0. \quad (12)$$

Это приращение дуги захвата x_0 можно определить, пользуясь формулой Герца

$$x_0 = 4\rho_{cp} \frac{1 - m^2}{\pi E} D. \quad (13)$$

Считая, что для стали

$$m = 0,3 \text{ и } E = 2,2 \cdot 10^4 \text{ кгс/мм}^2,$$

получаем

$$x_0 = 0,525 \rho_{\text{ср}} D \cdot 10^{-4} \text{ м.м.} \quad (14)$$

Поэтому в выведенные формулы (6), (8) и (10) вместо a следует подставить величину $(a - x_0)$.

Сравнение фактического* расхода энергии при холодной

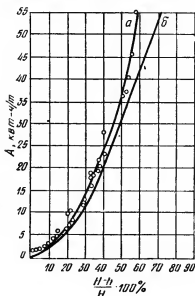


Рис. 269. Сравнение опытных (a) и теоретических (б) данных по расходу энергии при холодной прокатке стали 10. ($H = 1 \text{ м.м.}$, $f = 0,25$)

прокатке с расчетными данными (рис. 269) показывает, что формулами (6), (8) и (10) можно пользоваться для определения энергетических характеристик процесса.

4. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ НА РАСХОД ЭНЕРГИИ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ **

Суммарный расход энергии на прокатку изменяется пропорционально скорости прокатки (если расход энергии на чистую деформацию остается постоянным); если же и расход энергии на чистую деформацию возрастает по мере повышения скорости, то полный прирост расхода энергии соответственно увеличивается.

* Op. cit., с. 819.

** H. Ford, The Effect of Speed of Rolling in the Cold Rolling Process, J. Iron a. Steel Inst., 1947, v. 156, part 3, p. 380—398; Sheet Metal Ind., 1948, № 257, p. 1757—1762, № 258, p. 1973—1978, № 259, p. 2184—2197; 1949, № 260, p. 81—86. Реф. Я. Галлая, Сталь, 1950, № 8, с. 760.

Расход энергии на деформацию металла определяли по затрачиваемой на процесс мощности, измерявшейся при помощи горсинометров, установленных на универсальных шпинделях стана; из полученных показателей вычитали потери в подшипниках, определявшиеся в свою очередь во время холостого хода стана с прижатыми до рабочего давления валками (при скоростях 0,03 до 1,25 м/сек)^{1,2}.

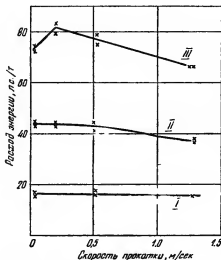


Рис. 270. Влияние скорости на чистую работу деформации при прокатке мягкой стальной ленты (0,07% С) толщиной 0,8 мм с 30% обжатием (I, II и III — номера проходов)

На рис. 270 приведены результаты опытов прокатки мягкой стальной ленты (0,07% С) размером 80×0,8 мм. В первом проходе повышение скорости не влияет на расход энергии на чистую деформацию. Во втором, а особенно в третьем проходе расход энергии снижается по мере повышения скорости.

На рис. 271 приведены результаты опытов прокатки медной ленты толщиной 1,9 мм — оказалось, что повышение скорости прокатки (до 1,5 м/сек) не влияет на расход энергии на чистую деформацию при обжатии в первом проходе до 40—50%; при

¹ Остальные подробности опытов см. ч. VI, стр. 94.

² Этот метод страдает очень большой неточностью, причем мощность расходуется на трение вовсе не только в шейках, но и на самой бочке валков (главным образом в связи с их упругой деформацией). Прим. ред.

большем обжатии (60%) с повышением скорости расход энергии уже несколько снижается; при еще большем обжатии наблюдается минимум при скоростях от 0,5 до 1 м/сек.

Аналогичный минимум наблюдается в четвертом и последующих проходах. Это явление подлежит дальнейшему исследованию.

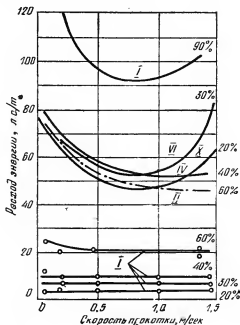


Рис. 271. Влияние скорости на чистую работу деформации медной ленты толщиной 1,9 мм при обжатиях от 20 до 90% (\bar{I} , \bar{II} , \bar{IV} , \bar{VI} и \bar{X} — номера проходов)

дованию в более широком диапазоне скоростей (все это относится лишь к расходу энергии на чистую деформацию металла)³.

³ См. предыдущее замечание. Более современной методикой является применение валкового торсионметра (Заводская лаборатория, 1957, № 2), валкового торсионметра с разрезом (Научные доклады высшей школы, Металлургия, 1958, № 1, с. 146—149), или вращающихся подшипников (см. Научные доклады высшей школы, 1953, № 3), *Прим. ред.*

5. ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НА РАСХОД МОЩНОСТИ ПРИ ПРОКАТКЕ *

Опыты были проведены на двухвалковом ленточном стане в лаборатории прокатки Московского института стали. Бочки стальных валков диаметром 150 мм были строго цилиндрические, шлифованные. Валки приводились во вращение двигателем мощностью 36 кВт через ременную передачу и шестерни. Скорость на окружность валков 0,438 м/сек. Число оборотов валков регулировать нельзя.

Расход мощности измеряли шлейфом мощности, который предварительно градуировали.

Для нагрева ** полос применили трубчатую электрическую печь с подиной из нержавеющей стали. Печь была вмонтирована в стол прокатного стана и могла передвигаться по направляющим. К моменту выдачи из печи полосы передвигали к валкам так, что расстояние между передним торцом печи и валками составляло около 30 мм. Время между выдачей полосы из печи и задачей ее в валки составляло доли секунды. Поэтому температуру полосы с момента выдачи ее из печи до задачи в валки считали постоянной. Падение температуры за время прокатки не учитывали.

Полосы из стали с 0,05% С толщиной около 1,8 мм и шириной около 30,0 мм, нагретые с интервалами в 100° от комнатной температуры, прокатывали при одной и той же установке валков. Стальные полосы (0,35% С) толщиной около 10,0 мм и шириной около 10,0 мм, нагретые до температуры 600; 700; 800; 900 и 1000°, прокатывали также при одной и той же установке валков с обжатием около 53,0%. Результаты опытов (рис. 272) показывают, что при прокатке нагретых до 100° полос толщиной около 1,8 мм расход мощности уменьшается, затем при нагреве до 700° он увеличивается, а при дальнейшем нагреве (свыше 700°) резко понижается.

На диаграмме расхода мощности приведены значения обжатий (в процентах) при прокатке полос, нагретых до соответствующей температуры.

При прокатке полос толщиной около 10,0 мм расход мощности понижается по мере увеличения температуры нагрева. Кривая 1 на рис. 272 идет выше кривой 2 вследствие того, что ширина полос в первом случае составляла около 30 мм, а во втором случае около 10 мм¹.

* В. П. Севердеико, Расход мощности при прокатке. Труды Московского Института Стали, в. 30, 1951, с. 136.

** Ор. cit., с. 141.

¹ В данном исследовании определяли также влияние обжатия, толщины и ширины полосы; влияние трения; влияние удельного давления, натяжения и неравномерности деформации на расход мощности при прокатке в гладких валках. Прим. ред.

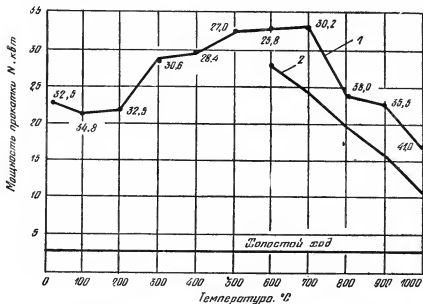


Рис. 272. Влияние температуры на расход мощности:
 1 — сталь с 0,05% С, $H = 1,80$ мм, $B = 30$ мм; 2 — сталь с 0,35% С,
 $H = 10$ мм, $B = 10$ мм

6. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ПРОКАТКИ НА УДЕЛЬНЫЙ РАСХОД ЭНЕРГИИ *

Изучение вопроса о влиянии скорости прокатки на удельные расходы энергии, помимо теоретического интереса, имеет большое практическое значение, так как одной из основных проблем проектирования скоростного стана холодной прокатки является определение необходимой мощности привода. Из способов же расчета мощности, использующих экспериментальные данные, получил наибольшее распространение метод удельных расходов энергии, основанный на допущении, что удельный расход энергии не зависит от ширины прокатываемой полосы. При этом влияние скорости прокатки не учитывалось, так как до проведения настоящей работы этот вопрос оставался невыясненным.

* Н. Н. Дружинин, С. П. Грановский, Высокоскоростная холодная прокатка стальной полосы, Сталь, 1951, № 2, с. 161.

Исследования* проводились в лаборатории ЦКБММ на трехклетевом непрерывном стане.

Рабочие клетки стана — четырехвалковые; диаметр рабочего вала 60 мм, опорного вала 150 мм, длина бочки вала 100 мм. Рабочие и опорные валки стана установлены на подшипниках качения.

Для получения** необходимых опытных данных провели осциллографирование ряда величин при прокатке стальной полосы на высоких скоростях. На осциллограммах фиксировали силу тока и напряжение на клеммах двигателя каждой клетки, скорость двигателей, натяжение в полосе между клетями стана и между последней клетью и моталкой, давление на нажимные винты.

Для построения*** кривых удельного расхода энергии измеряли необходимые величины (на малой и на максимальной скорости прокатки при обработке одной и той же полосы). В процессе прокатки на валки подавали эмульсию. Переменным фактором фактически была только скорость прокатки. Так как при высоких скоростях прокатки обычный способ измерения величин путем визуального наблюдения становился невозможным, то провели осциллографирование процесса при прокатке более 10 рулонов и по данным опыта выполнили расчет.

На рис. 273 приведены кривые удельных расходов энергии для случаев прокатки полосы из стали 10 в трех клетях стана со скоростью 0,526 и 9,7 м/сек (на выходе из последней клетки стана).

Сравнение кривых показывает, что удельные расходы энергии изменяются незначительно, несмотря на резкое повышение скорости прокатки. При скорости 9,7 м/сек они несколько выше, чем при минимальной скорости 0,526 м/сек.

На рис. 274 приведены две кривые, построенные для случая прокатки полосы из стали 10 начальной толщины 0,93 мм (полоса имела предварительный наклеп) со скоростью 0,627 и 14,05 м/сек (на выходе из последней клетки стана). При увеличении скорости прокатки больше чем в 20 раз удельный расход практически не изменился.

Остальные полученные кривые имеют такой же характер, причем общим является незначительное увеличение удельного расхода энергии с ростом скорости.

* Оп. cit., с. 158.

** Оп. cit., с. 159.

*** Оп. cit., с. 161.

Результаты исследования, проведенного с использованием современных способов измерения, позволяют сделать обобщающий вывод: удельные расходы энергии практически остаются постоянными в изученном диапазоне изменения скоростей прокатки¹.

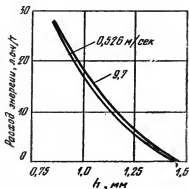


Рис. 273. Кривые удельного расхода энергии при холодной прокатке стали 10 толщинной 1,5 мм

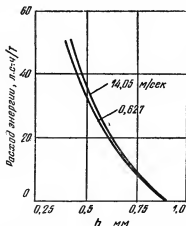


Рис. 274. Кривые удельного расхода энергии при холодной прокатке стали 10 толщинной 0,93 мм

Этот вывод облегчает задачу проектанта, так как дает возможность для расчета мощности приводов скоростного стана использовать кривые удельного расхода энергии, снятые при малых скоростях.

7. ФОРМУЛА МОЩНОСТИ ПРОКАТКИ*

Формулы Финка, Гавриленко, Павлова, предназначенные для прокатки простейших профилей, не могут удовлетворить возросших требований практики, нуждающейся также в определении

¹ Теоретически, затрачиваемая на прокатку мощность пропорциональна скорости прокатки. Однако в зависимости от скорости по тому же закону возрастает и количество прокатываемого продукта, что и приводит к отсутствию влияния скорости прокатки на удельный расход энергии. Однако в этом рассуждении не учитывается величина сопротивления деформации металла, зависящая от скорости: относительно слабо при холодной обработке давлением и весьма заметно — при горячей обработке. Таким образом, выводы авторов могут не вызывать сомнений в отношении холодной прокатки, но распространять их на горячую прокатку нельзя. *Прим. ред.*

* Б. П. Бахтинов, Определение мощности при прокатке простых и фасонных профилей, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, в. 1, 1952, с. 271—274.

работы прокатки при производстве разного рода сложных и фасонных профилей не только на периодических, но и на непрерывных станах. Однако вполне возможно получение и такой формулы, которая будет удовлетворять всем этим требованиям.

Действительно, повторив известные выводы по смещенному объему, по горизонтальной силе и крутящему моменту, можно убедиться, что указанные выше формулы были получены лишь в частном случае этих выводов. В общем же виде одинаково во всех выводах будет получена только одна формула, которая пригодна для всех случаев прокатки.

Вывод формулы работы прокатки по схеме сжатия цилиндра

Если в процессе пластического сжатия напряжения не растут и упрочнения нет, то сопротивление деформации можно принять постоянным:

$$p = \frac{P}{F} = \text{const.} \quad (1)$$

Тогда работа может быть вычислена по формуле

$$A = \int_H^h P dh. \quad (2)$$

Поскольку сила P должна меняться в зависимости от площади

$$P = pF,$$

то работа будет выражена равенством

$$A = \int_H^h P dh = p \int_H^h F dh, \quad (3)$$

т. е. работа сжатия равна удельной силе, умноженной на смещенный объем:

$$A = p \int_H^h F dh = p V_c. \quad (4)$$

Выведенную для определения работы сжатия формулу можно применять и для определения работы прокатки¹.

¹ Данный вывод вполне совпадает с известным выводом формулы Финка (1874 г.), несколько не доведенным до конца: продолжая, Финк подставляет $F = \frac{V}{z}$, т. е.

$$dA = pV \int_H^h \frac{dh}{z} = pV \ln \frac{H}{h} = pV_c.$$

или в единицу времени:

$$N = \frac{A}{t} = q_x F_y R \frac{\varphi}{t}; \quad (9)$$

заменяя через скорость прокатки

$$R \frac{\varphi}{t} = R \omega = v, \quad (10)$$

получим выражение для определения мощности прокатки³

$$N = q_x F_y v. \quad (11)$$

Таким образом, работа прокатки зависит от величины горизонтальной удельной силы (q_x), вертикальной проекции контактных поверхностей валков (F_y) и окружной скорости валков (v).

Полученная формула (11) достаточно проста и может применяться для определения мощности прокатки при производстве не только простых, но и фасонных профилей. Для этого необходимо лишь в каждом отдельном случае измерить вертикальную проекцию очага деформации.

Попутно* заметим, что при прокатке площадь очага деформации, как правило, остается неизменной на протяжении всего процесса, тогда как при сжатии контактная поверхность деформируемого тела все время возрастает по мере уменьшения его высоты:

$$F = \frac{V}{h}. \quad (12)$$

Если теперь подставить это в выражение (4), то работа сжатия будет равна:

$$A = pV_c = p \int_h^H F dh = p \int_h^H V \frac{dh}{h}; \quad (13)$$

интегрируя, получим формулу Финка

$$A = pV \ln \frac{H}{h}, \quad (14)$$

³ Автор воспроизводит вывод уже давно предлагавшийся другими авторами (С. Kiesselbach, Stahl u. Eisen, 1914, S. 1545 и 1575, а также ч. II, стр. 155—157; Н. Preussler, Stahl u. Eisen, 1920, № 19, S. 641—649, а также ч. II, стр. 194—200). В отличие от вывода Финка, относящегося к работе по вертикальной оси, в данном случае вывод делается применительно к продольной оси (причем упускается из внимания явление уширения). Сопоставление всех этих выводов и формул весьма подробно дано в книге Иг. М. Павлова «Теория прокатки», ОНТИ, 1938. *Прим. ред.*

* *Op. cit.*, с. 274—282.

часто применяемую неправильно для определения работы прокатки⁴.

Формула Финка вполне справедлива для определения работы сжатия при переменной (изменяющейся) площади деформируемого тела, но совершенно непригодна для определения работы прокатки, производимой при постоянной (неизменной) площади очага деформации⁵. Поэтому для случая прокатки нельзя применять формулу Финка, а следует пользоваться формулой (11).

Вывод формулы работы прокатки по горизонтальной силе

Из условия равновесия горизонтальных сил при прокатке (рис. 275) имеем

$$2T_x = 2P_x,$$

т. е. горизонтальная составляющая сил трения равна и противоположна горизонтальной составляющей давления металла на валки.

Но силы трения, благодаря которым металл втягивается в валки, работы деформации не производят, так как действуют по касательной к валку, поэтому работу сжатия металла вдоль оси прокатки осуществляет горизонтальная составляющая давления металла на валки:

$$Q_x = 2P_x. \quad ^6$$

На основании этого работа прокатки при повороте валков на угол φ составит

$$A = \int_0^{\varphi} Q_x R d\varphi = Q_x R \varphi; \quad (15)$$

переходя к мощности прокатки, получим

$$N = \frac{A}{t} = Q_x R \frac{\varphi}{t} = Q_x v. \quad (16)$$

⁴ Формула Финка более правильна, чем формула, воспроизводимая автором, так как учитывает работу сжатия, равную сумме работ вытяжки и уширения. Автор, повторяя ошибку Киссельбаха и др., учитывает лишь работу вытяжки. *Прим. ред.*

⁵ Применимость формулы Финка в условиях процесса прокатки, как известно, была подробно оценена Иг. М. Павловым, причем была установлена связь между формулой Финка (работа вертикальной силы, сжимающей столбик металла в зеве валков) и определением работы прокатки по крутящему моменту. Различие в результатах незначительно (работа вертикальной составляющей сил трения) и, таким образом, говорить о «полной непригодности» формулы Финка никак нельзя. *Прим. ред.*

⁶ Все это неправильно: касательные силы трения создают крутящий момент, которым и определяется работа прокатки.

Поскольку, однако, эти силы находятся в равновесии с силой Q_x (по горизонтали), постольку можно определять работу и по этой силе (подробнее см. Иг. М. Павлов, Теория прокатки, ОНТИ, 1938). *Прим. ред.*

Однако горизонтальная сила прокатки (Q_x) зависит от величины горизонтальной удельной силы (q_x) и вертикальной проекции контактных поверхностей валков ($F_y = 2F \sin \frac{\alpha}{2}$); следовательно⁷,

$$Q_x = q_x \cdot 2F \sin \frac{\alpha}{2} = q_x F_y. \quad (17)$$

Произведя замену в выражении (16), приходим к уже известной нам формуле (11):

$$N = Q_x v = q_x F_y v.$$

Поскольку эта формула была получена также и по смещенному объему ($V_c = F_y v$), то из этого следует, что в процессе прокатки по всей высоте зоны деформации смещение металла вдоль оси прокатки осуществляется горизонтальной силой, действующей с постоянной скоростью, равной v — окружной скорости валков; при этом (рис. 275) часть металла смещается вперед по направлению прокатки и в зависимости от угла поворота валков ($l_0 = R\varphi$) создает опережение полосы (il_0); другая часть металла смещается в обратном направлении (el_0) и, наконец, оставшаяся часть — в боковые стороны, создавая уширение полосы⁸.

Именно так следует рассматривать процесс прокатки⁹.

В свое время Иг. М. Павлов¹⁰ показал, что формула Гавриленко может быть выведена по горизонтальной силе. Покажем, что такой же результат будет получен и из нашей формулы. В самом деле, при прокатке простых профилей, когда $F_y = B_c \Delta h$, формула (11) примет следующий вид:

$$N = q_x F_y. \quad (18)$$

Если при этом пренебречь уширением ($B_c = B$) и заменить горизонтальную удельную силу удельным давлением ($q_x = p$), то получим формулу Гавриленко:

$$N = q_x B_c (H - h) v = p B (H - h) v. \quad (19)$$

⁷ Вновь повторяется та же ошибка: горизонтальная сила прокатки Q определяется не горизонтальной удельной силой q_x , а величиной p , причем имеем:

$$Q_x = p B (H - h) = p F_y.$$

Прим. ред.

⁸ Горизонтальная сила действует лишь по продольной оси и определяет собой работу вытяжки металла. Говорить о том, что «оставшаяся» часть создает уширение можно только исходя из вывода Финка, т. е. определяя работу осаживания металла по вертикальной оси. В этом случае, действительно, часть металла и работы пойдет на вытяжку, а «оставшаяся» часть — на уширение. *Прим. ред.*

⁹ Б. П. Бахтинов, Сталь, 1946, № 4—5, с. 281—285, а также ч. VI, с. 7.

¹⁰ Теория прокатки, ГОНТИ, 1938.

Таким образом, формула Гавриленко представляет лишь частный случай общей формулы (11) и потому справедлива только для прокатки широких полос¹¹.

Вывод формулы работы прокатки по крутящему моменту

Зная, что сумма моментов всех сил относительно любой точки равна нулю, для случая прокатки (рис. 276). получим

$$P_y a - TR = 0. \quad (20)$$

Моменты силы P_y и T равны, следовательно, и мощности, отвечающие этим моментам, также равны.

В данном случае для определения мощности возьмем момент силы полного давления металла на валки:

$$M = P_y a \quad (21)$$

или для двух валков

$$2M = 2P_y a. \quad (22)$$

Мощность получим, умножая момент на угловую скорость $\omega = \frac{v}{R}$,

имеем:

$$N = 2M \omega = \frac{2a}{R} P_y v. \quad (23)$$

В таком виде формула очень удобна для опытных исследований. Выразим в формуле (23) полное давление через среднее удельное давление (p_c) и контактную площадь (F)¹².

¹¹ Различные типовые формулы работы были сопоставлены Иг. М. Павловым как по вертикальной, так и по горизонтальной оси. Особенностью формулы Гавриленко во всех случаях является ошибочная оценка деформационного логарифмического коэффициента, а одним из коэффициентов относительного обжатия. Приводя свою формулу к виду формулы Гавриленко, автор вынужден «заменить» еще горизонтальную удельную силу через удельное давление $q_x = p$. Делая эту замену, автор даже не замечает, что этим самым он исправляет допущенную им ранее ошибку (отсутствующую в выводах Финка, Гавриленко и большинства других авторов). *Прим. ред.*

¹² Автор забывает о силах трения. Полное давление является суммой равнодействующих сил P_y и T_y , что без учета опережения выражается как

$$P_y + pBRf(1 - \cos \alpha),$$

или при наличии опережения

$$P_y + pBRf(2 \cos \gamma - \cos \alpha - 1),$$

при этом

$$P_y = pBR \sin \alpha.$$

Все эти вопросы подробно рассмотрены в книге Иг. М. Павлова «Теория прокатки» (ГОНТИ, 1938). *Прим. ред.*

$$P_y = \frac{P}{\cos \varphi} = \frac{p_c F}{\cos \varphi} \quad (24)$$

и далее через вертикальную проекцию контактных поверхностей валков $\left(F_y = 2 F \sin \frac{\alpha}{2}\right)$. В этом случае

$$P_y = \frac{p_c F}{\cos \varphi} = \frac{p_c F_y}{2 \sin \frac{\alpha}{2} \cos \varphi}. \quad (25)$$

Не делая существенной ошибки, можем принять

$\cos \varphi = \cos \frac{\alpha}{2}$, тогда

$$P_y = \frac{p_c F_y}{2 \sin \frac{\alpha}{2} \cos \frac{\alpha}{2}}, \quad (26)$$

но $\sin \varphi = \frac{l_y}{R}$, следовательно:

$$P_y = p_c \frac{F_y}{l_x} R. \quad (27)$$

Подставляя в равенство (23), получим

$$N = \frac{2a}{R} P_y v = \frac{2a}{l_x} p_c F_y v, \quad (28)$$

или в частном случае для прокатки простейших профилей (при $F_y = B_c \Delta h$)

$$N = \frac{2a}{l_x} p_c B_c \Delta h v. \quad (29)$$

При сравнении этой формулы с полученной ранее (18) имеем

$$q_x = B_c \Delta h v = \frac{2a}{l_x} p_c B_c \Delta h v,$$

откуда

$$q_x = \frac{2a}{l_x} p_c. \quad (30)$$

Из этого следует, что при $a = \frac{1}{2} \sqrt{R \Delta h}$

$$\begin{aligned} q_x &= \frac{2 \cdot \frac{1}{2} \sqrt{R \Delta h}}{l_x} p_c = \frac{\sqrt{R \Delta h}}{\sqrt{R \Delta h} \cos \frac{\alpha}{2}} p_c = \\ &= \frac{p_c}{\cos \frac{\alpha}{2}}, \end{aligned}$$

т. е. сопротивление металла деформации в направлении прокатки (удельная горизонтальная сила q_x) равно элементарной равнодействующей среднего удельного давления $\left(\frac{p_c}{\cos \frac{\alpha}{2}}\right)^{13}$; в этом

случае, как показано на рис. 276, сила полного давления металла на валки проходит от оси валков на расстоянии, равном половине хорды дуги захвата:

$$a = \frac{1}{2} \sqrt{R \Delta h} \quad (31)$$

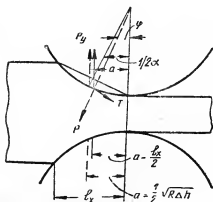


Рис. 276. Схема действующих сил при прокатке (к выводу формулы по крутящему моменту)

Такое положение равнодействующей соответствует формуле Павлова (32), что видно из следующего.

¹³ Наименование «элементарная равнодействующая среднего удельного давления» никак не может быть отнесено к выражению $\left(\frac{p_c}{\cos \frac{\alpha}{2}}\right)$. Что касает-

ся самого равенства

$$q_x = \frac{p_c}{\cos \frac{\alpha}{2}},$$

то в действительности следует писать

$$q_x = p_x = p_c \sin \frac{\alpha}{2},$$

что вытекает непосредственно из схемы разложения радиальной силы p_c на составляющие p_y и p_x . Прим. ред.

В формуле Павлова¹⁰

$$N = pBD \alpha v \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}; \quad (32)$$

$$\begin{aligned} D \alpha \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} &= 2R \alpha \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = 2 \sqrt{R \Delta h} \sin \frac{\alpha}{2} \frac{1}{\cos \frac{\alpha}{2}} = \\ &= \Delta h \frac{1}{\cos \frac{\alpha}{2}}. \end{aligned}$$

Следовательно,

$$N = p_c BD \alpha \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} v = \frac{p_c}{\cos \frac{\alpha}{2}} B \Delta h v. \quad (33)^{14}$$

Таким образом, и формула Павлова (32) справедлива лишь для частного случая прокатки простых профилей, когда плечо

$$a = \frac{1}{2} \sqrt{R \Delta h} \text{ и } q_x = \frac{p_c}{\cos \frac{\alpha}{2}}.$$

Рассмотрим другой случай прокатки, когда сила полного давления металла на валки проходит от оси валков на расстоянии, равном половине длины горизонтальной проекции дуги захвата, т. е. при $a = \frac{l_x}{2}$.

В этом случае при сравнении формул (18) и (29) имеем

$$q_x = \frac{2a}{l_x} p_c = \frac{2 \cdot \frac{1}{2} l_x}{l_x} q_c = p_c. \quad (34)$$

Легко понять, что такое положение равнодействующей соответствует формуле Гавриленко, так как при $a = \frac{l_x}{2}$ формула (29) приводится к виду:

$$N = \frac{2a}{l_x} p_c B_c \Delta h v = \frac{2 \cdot \frac{l_x}{2}}{l_x} p_c B_c \Delta h v = p_c B_c \Delta h v.$$

¹⁴ $\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$ в рассматриваемой формуле выражает собой коэффициент трения, приведенный к случаю отсутствия опережения, когда $\gamma = 0$ и $\beta = \frac{\alpha}{2}$, т. е.

$f = \operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}$. В настоящее время Иг. М. Павлов дает формулу, относящуюся к общему случаю неравномерного распределения давления, когда $f = \operatorname{tg} \frac{\alpha}{n}$. *Прим. ред.*

Таким образом, и формула Гавриленко (19) справедлива лишь в частном случае, при прокатке простейших профилей, когда плечо $a = \frac{l_x}{2}$ и горизонтальная удельная сила равна среднему удельному давлению ($q_x = p_c$).

Заметим, что формулы Гавриленко и Павлова не учитывают уширения¹⁵.

Однако при прокатке полос с развитым уширением, как указывает Павлов¹⁶, плечо a уже меняет свою величину в зависимости от положения центра тяжести площади очага деформации в пределах

$$a = \left(\frac{1}{2} \div \frac{1}{3} \right) l_x. \quad (36)$$

В случае неравномерного распределения удельного давления по дуге захвата, точка приложения равнодействующей силы также сместится к центру валков и будет соответствовать центру тяжести эпюры удельных давлений в тех же пределах.

Величина a , как указывает А. И. Целиков¹⁷ меняется и при прокатке с натяжением.

При прокатке же фасонных профилей точка приложения равнодействующей зависит от формы контактных поверхностей валков и смещается уже в сторону входа полосы в валки: $a = (0,6 \div 0,7) l_x$, а в некоторых случаях может выходить даже за пределы очага деформации. Однако всегда работа прокатки зависит от величины a и может быть определена правильно лишь по формуле (28) или по формуле (11), если принять

$$q_x = \frac{2a}{l_x} p_c.$$

¹⁵ В формулу Павлова (32) (приведенную к случаю отсутствия опережения) входит ширина полосы B , которую для случая развитого уширения можно брать как среднюю ширину полосы в зеве валков (приближенно $B = \frac{B_1 + B_2}{2}$), как это принято делать и при определении давления металла на валки:

$$P = p \sqrt{(H - h) R},$$

$$B = \frac{B_1 + B_2}{2}.$$

где

Прим. ред.

¹⁶ Сталь, 1947, № 1, с. 39—48; а также ч. V, с. 14.

¹⁷ Прокатные станы, Металлургиздат, 1946.

Выводы¹⁸

1. Теоретическое исследование показало, что формула Финка совершенно непригодна для прокатки, а формулы Гавриленко и Павлова, хотя в принципе и привильны, но могут применяться лишь в частном случае, при прокатке широких полос.

2. В результате исследований получена в трех видах новая формула, пригодная для определения мощности при прокатке в равной мере простых и фасонных профилей:

$$N = q_x F_y v = \frac{2a}{R} P v = \frac{2a}{l_x} \rho_s F_y v.$$

Эта формула показывает, что во всех случаях прокатки мощность зависит от величины сопротивления металла деформации в направлении прокатки (удельной горизонтальной силы), вертикальной проекции очага деформации¹⁹ и окружной скорости валков.

3. Однако удельную горизонтальную силу, обусловленную в свою очередь многочисленными факторами, можно выразить в зависимости от величины среднего удельного давления металла на валки и положения равнодействующей сил, определяемого формой очага деформации, неравномерностью распределения удельного давления по дуге захвата и натяжением полосы:

$$q_x = \frac{2a}{l_x} \rho_s.$$

Вследствие этого мощность при прокатке простых и фасонных профилей легко подсчитать, исходя из величины любого среднего удельного давления или горизонтальной удельной силы. В некоторых случаях мощность удобно подсчитывать также и по силе полного давления металла на валки.

8. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАСХОДА ЭНЕРГИИ И МОМЕНТА ПРОКАТКИ *

Постановка задачи

Имеющиеся в ограниченном количестве опытные данные об энергетических факторах прокатки (удельные расходы электроэнергии, вращающие моменты) во многих случаях не отражают

¹⁸ К выводам автора можно отнести все те замечания, которые были сделаны нами раньше. *Прим. ред.*

¹⁹ В тексте статьи автор говорит о вертикальной проекции контактной поверхности, что и учитывает в своих математических выкладках. Понятие вертикальной проекции очага деформации не соответствует тексту статьи и вообще требует уточнения, так как эта проекция является величиной переменной, изменяющейся от hB_1 до hB_2 (для полосы прямоугольного сечения). *Прим. ред.*

* Ю. М. Файнберг, Определение энергетических факторов прокатки, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1953, в. 2, с. 123.

современной передовой практики наших прокатных установок.

Обычно исходными результатами измерений являются величины электроэнергии, либо отданной генераторами, либо потребленной прокатными двигателями или приводными двигателями агрегатов, питающих эти двигатели¹⁻⁴.

Значения вращающих моментов при прокатке определяют косвенно, путем ряда вычислений, пользуясь данными об удельном расходе электроэнергии или величинами давления при прокатке⁵.

В нашем исследовании определяли совершенную двигателем работу, а не израсходованную им электроэнергию; значения вращающих моментов устанавливались непосредственно по измерениям.

Благодаря этому уменьшается число необходимых измерений и технических данных, отпадают трудоемкие промежуточные вычисления ряда электрических потерь, сокращаются и упрощаются выкладки и в целом исследование может быть выполнено эксплуатационным персоналом в порядке текущего контроля режима прокатки.

Основные зависимости

Величины моментов сил статических сопротивлений M_c , преодолеваемых прокатным двигателем постоянного тока на его валу, с достаточной степенью точности определяются из написанных ниже равенств:

а) при скоростях вращения n по номинальной основной скорости n_n двигателя:

$$M'_c = \frac{M_n}{I_n} I \mp \frac{\pi}{30} \theta \frac{dn}{dt} \text{ кгсм}; \quad (1)$$

б) при скоростях вращения выше n_n

$$M_c = \frac{M_n n_n}{I_n} \frac{I}{n} \mp \frac{\pi}{30} \theta \frac{dn}{dt} \text{ кгсм}, \quad (2)$$

¹ С. А. Ринкевич и Я. М. Бер, Вестник металлопромышленности, 1929, № 10, с. 50—100.

² А. А. Булгаков, Вестник электропромышленности, 1935, № 4, с. 23—30; № 5 с. 11—14, № 6, с. 6—9.

³ А. П. Чекмарев и Л. Д. Трахтман, ДОМЕЗ, 1935, № 4—5, с. 31—37.

⁴ Ю. М. Файнберг, Вестник электропромышленности, 1939, № 5, с. 20—22.

⁵ В настоящее время весьма распространено определение крутящих (вращающих) моментов путем непосредственного измерения угла скручивания передаточных шпindelей с применением электрических датчиков и с осциллографической записью результатов. *Прим. ред.*

где первые члены правой части равенств представляют значения электромагнитных вращающих моментов двигателя, а вторые члены — динамические моменты при разгоне (знак минус) или торможении (знак плюс); M_n, I_n — соответственно номинальные вращающий момент (кгм) и ток (а) двигателя; \dot{I}, n — рабочие ток и скорость вращения двигателя (об/мин); θ — приведенный момент инерции якоря двигателя и связанных с ним вращающихся частей стана (кгм·сек²).

Использование равенств (1) и (2) для выражения работы сил статических сопротивлений при прокатке вместо обычных приемов обеспечивает указанные выше преимущества примененного нами метода.

Эти равенства могут иметь и самостоятельное значение для быстрого определения величин вращающих моментов в процессе эксплуатации по лентам самописцев, которыми снабжаются установки реверсивных прокатных станов.

В практике автора этот прием оказался чрезвычайно эффективным.

Как известно, работа, совершаемая двигателем за некоторый отрезок времени $\Delta t = t_{n+1} - t_n$, определяется из равенства

$$A = \frac{1}{975} \int_{t_n}^{t_{n+1}} Mndt \text{ кэвт-сек.} \quad (3)$$

Работа сил статических сопротивлений при прокатке A'_c в пределах изменения скорости вращения двигателя от нуля до основной n_n , согласно равенствам (1) и (3), находится из выражения

$$A'_c = \frac{M_n}{975 I_n} \int_{t_n}^{t_{n+1}} I ndt \mp \frac{\pi \theta}{60} (n_2^2 - n_1^2) \text{ кэвт-сек,} \quad (4)$$

где n_1, n_2 — начальная и конечная скорости вращения двигателя (об/мин), соответствующие моментам времени t_n и t_{n+1} .

При скоростях вращения двигателя выше основной работа сил статических сопротивлений определится на основании равенств (2) и (3) из выражения

$$A'_c = \frac{M_n n_n}{975 I_n} \int_{t_n}^{t_{n+1}} I dt \mp \frac{\pi \theta}{60} (n_2^2 - n_1^2) \text{ кэвт-сек.} \quad (5)$$

Из полной работы сил статических сопротивлений в периоды обжатия металла в каждом проходе легко выделить работу холостого хода $A_{x.x}$, полагая момент холостого хода $M_{x.x}$ стана не зависящим от скорости вращения валков:

$$A_{x.x} = \frac{M_{x.x}}{975} \int_{t_n}^{t_{n+1}} n dt \text{ квт-сек.} \quad (6)$$

Измерения и их обработка

Для определения расхода электроэнергии и величин вращающих моментов по описанному методу достаточно регистрация, вместо трех величин скорости вращения, тока нагрузки двигателя и напряжения, лишь двух первых из них.

На рис. 277 и 278 представлены диаграммы скорости враще-

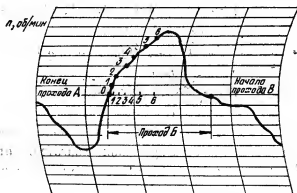


Рис. 277. Элемент диаграммы скорости вращения электродвигателя при прокатке

ния n и тока I двигателя, снятых самописцами при наших испытаниях.

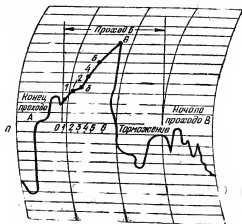
При обработке диаграмм на них в каждом проходе отмечают точки, в которых наблюдается изменение угла наклона кривых.

Разметку достаточно доводить лишь до момента выброса металла из калибра, распознаваемого по резкому уменьшению величины тока, например точка 6 рис. 278⁶.

⁶ Точка 6 соответствует моменту захвата металла, а не выброса.
Прим. сост.

Для определения энергетических факторов прокатки точная фиксация в каждом проходе моментов захвата металла не важна, и отсчет величин можно вести от нулевой скорости при трогании двигателя, так как при пользовании равенствами (1), (2), (4),

Рис. 278. Элемент диаграммы тока электродвигателя при прокатке



(5) работа (или вращающий момент) при разгоне без металла автоматически исключится.

Период заполнения калибра металлом при необходимости можно установить достаточно точно, если сопоставить нагрузоч-

л, об/мин

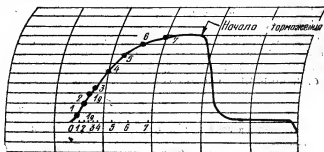


Рис. 279. Элемент диаграммы скорости вращения электродвигателя при холостом ходе стана

ные диаграммы (рис. 277 и 278) с диаграммами разгона без металла (рис. 279 и 280), так как в период захвата металла ток двигателя становится больше тока холостого хода для любой мгновенной величины скорости вращения.

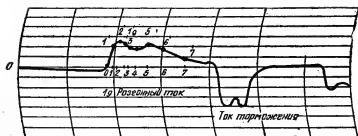


Рис. 280. Элемент диаграммы тока электродвигателя при холодном ходе стана

Некоторые данные результатов исследования

а. Основные характеристики стана и процесса прокатки

Испытания производили при прокатке в 15 проходов слитков из стали марок М62 и Ст. 3 весом 5,8—5,85 т на блуминге 1150 мм с текстолитовыми подшипниками рабочих валков. Стан приводится реверсивным прокатным двигателем постоянного тока мощностью 7000 л. с., 0—40—100 об/мин с номинальным вращающим моментом $M_n = 125$ тм и номинальным током $I_n = 8080$ а.

Начальные размеры слитков: 685×685 и 530×530 мм или 725×670 и 650×620 мм. Конечные размеры заготовок: 250×250 или 245×300 мм.

Температура металла после второго пропуска равна 1150—1190°, в конце прокатки снижается на 50—70°.

Средние значения скоростей захвата и выброса металла, найденные описанными способами, приведены в табл. 33. В

Таблица 33

Скорости валков при захвате и выбросе металла

Номера проходов	Скорость валков, об/мин, при	
	захвате	выбросе
1—3	7,5—10	20—30
4—6	7,5—10	30—40
7—10	15—17	35—55
11—15	20—25	55—80

процессе обжатия скорость валков все время увеличивается вплоть до момента выброса металла, не переходя на установившуюся даже в последних проходах⁷.

б. Кривые удельного расхода электроэнергии

Величины расхода электроэнергии на прокатку заготовки в каждом проходе определяли, пользуясь равенствами (4), (5) и (6).

Для вычисления интегралов, входящих в эти равенства, было бы практически невозможно находить точные аналитические выражения для кривых на диаграммах самописцев.

Разбивка графиков на участки с неизменными углами наклона к оси абсцисс позволяет применить линейное приближение для отдельных малых участков кривых, т. е. замену их действительной формы отрезками прямых между смежными точками, размеченными на диаграммах.

Кривые удельного расхода электроэнергии, полученные на основании испытаний, приведены на рис. 281.

Кривая 2 представляет средние значения величин

удельного расхода электроэнергии, близкие для исследованных слитков стали обеих марок — М62 и Ст. 3.

Кривая 1 дает низшее значение расхода электроэнергии, полученное при наименьшей (по сравнению со средней) продолжительности цикла прокатки.

Кривая 3 воспроизводит кривую, приведенную Целиковым⁸ в качестве одного из примеров, используемых в расчетной практике

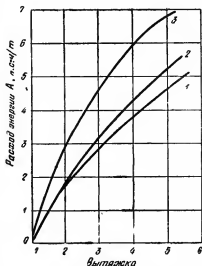


Рис. 281. Кривые удельного расхода электроэнергии при прокатке

⁷ Важное обстоятельство, указывающее на необходимость при проведении исследовательских работ тщательной оценки всех условий процесса прокатки для суждения о том, насколько данный процесс или его стадия могут считаться установившимися. Это же обстоятельство может иметь и чисто практическое значение, поскольку всякое отсутствие постоянства условий процесса прокатки в той или иной мере вызывает и непостоянство размеров полосы по ее длине, — непостоянство строения и свойств металла в том же направлении. *Прим. ред.*

⁸ А. И. Целиков, Прокатные станы, Металлургиздат, 1946.

кривых удельного расхода электроэнергии при прокатке на блюминге.

Следует отметить, что хотя сравнительно с другими аналогичными кривыми (часто основанными на данных зарубежного опыта) кривая 3 дает умеренные значения величин удельного расхода электроэнергии, но все же они значительно превосходят данные, полученные при нашем исследовании.

Существенное снижение величин расхода электроэнергии при новейшем испытании (кривые 2 и 1) следует, очевидно, в основном объяснить следующим:

1) значительным сокращением длительности цикла прокатки и более правильным режимом нагрева слитков;

2) снижением потерь на трение в текстолитовых подшипниках валков по сравнению с металлическими.

9. НОМОГРАММА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КРУТЯЩЕГО МОМЕНТА ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ *

Блэнд и Форд¹ вывели следующее уравнение для крутящего момента при прокатке без натяжения металла с постоянным пределом текучести:

$$M_0 = \frac{RH^2}{h} k \delta_M(a, u), \quad (1)$$

где $u = \frac{H-h}{H}$; $a = f \sqrt{\frac{R'}{h}}$ — (безразмерный параметр);

$\delta_M(a, u)$ — функция величин a и u , учитывающая влияние трения полосы на M_0 . Это уравнение можно применять для наклепывающихся металлов, если подставлять в них средние значения предела текучести \bar{k}_M .

$$\text{Уравнение для } \frac{M_0}{\bar{k}_M H^2}$$

Уравнение (1) может быть преобразовано следующим образом

$$\frac{M_0}{\bar{k}_M H^2} = \frac{a^2}{f^2} \delta_M(a, u), \quad (2)$$

и величина $M_0/\bar{k}_M H^2$ может быть выражена в функции от переменных R/H , u , \bar{k}_M и f . Она была подсчитана для обжатий от 10 до 60%, среднего предела текучести при плоском сжатии от

* R. B. Sims, Calculation of Roll Force and Torque in Cold-Rolling by Graphical and Experimental Methods. J. Iron a. Steel Inst., 1954, v. 178, part 1, Sept., p. 19—33. Перев. Я. С. Галлая, Проблемы современной металлургии, 1955, № 4, с. 133—153. Здесь реф. Я. Галлая.

¹ D. R. Bland, H. Ford, Proc. Inst. Mechanical Eng., 1948, v. 159, № 39, p. 144—163.

15 до 180 кг/мм², $f=0,05; 0,08; 0,12$ и для широкого интервала значений R/H .

В уравнении (2) не учтен момент нормального давления p относительно оси валков, величина которого может быть значительна при большой величине отношения R'/R . Поправка на эту величину может быть сделана по уравнению, выведенному Хиллом². Скорректированный крутящий момент M' можно найти из следующего выражения:

$$M' = M_0 \left[1 - \left(\frac{R'}{R} - 1 \right) \left(\frac{\alpha P_0 R}{2M_0} - 1 \right) \right]. \quad (3)$$

Средний предел текучести \bar{k}_M

Уравнение удельного крутящего момента можно выразить следующим образом:

$$M_0 = RR' \int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi, \quad (4)$$

где величина $\int_0^{\alpha} p \varphi d\varphi$ представляет собой момент площади, заключенной между кривой давления (рис. 197)³, относительно ординаты. Момент площади $OABQ = \int_0^{\alpha} k \varphi d\varphi$. Средний предел текучести \bar{k}_M должен соответствовать площади эквивалентного момента; отсюда

$$\int_0^{\alpha} \bar{k}_M \varphi d\varphi = OABQ = \int_0^{\alpha} k \varphi d\varphi$$

и

$$\bar{k}_M = \frac{2}{\alpha^2} \int_0^{\alpha} k \varphi d\varphi = \frac{1}{u} \int_0^u k du_{\varphi}, \quad (5)$$

где $u = \frac{H-h}{H}$ и $u_{\varphi} = \frac{H-h_{\varphi}}{H}$.

Пример подсчета дан в табл. 34, где сумма в последней колонке $\int_0^u k du_{\varphi} = 27,4$ кг/мм² и $\bar{k}_M = 54,8$ кг/мм².

² R. Hill, The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford, 1950, p. 251.

³ См. ч. VI, стр. 305.

При подсчете проходов для наклепываемых материалов можно не определять \bar{k}_M по формуле (5), а пользоваться пределом текучести, соответствующим обжатию

$$\bar{u}_M = \frac{1}{2} (u_1 + u_2). \quad (6)$$

Таблица 34

Подсчет k_M для различных обжатий отожженной малоуглеродистой стали

Обжатие %	Предел текучести k (при обжатии, средним за интервал) кг/мм ²	Интервалы обжатия, %	du φ (дробный)	kdu φ кг/мм ²
0				
5	31,2			
10		0—10	0,1	3,12
15	51,0			
20		10—20	0,1	5,10
25	59,0			
30		20—30	0,1	5,90
35	64,4			
40		30—40	0,1	6,44]
45	68,5			
50		40—50	0,1	6,85

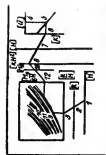
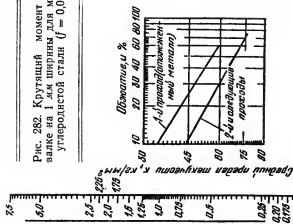
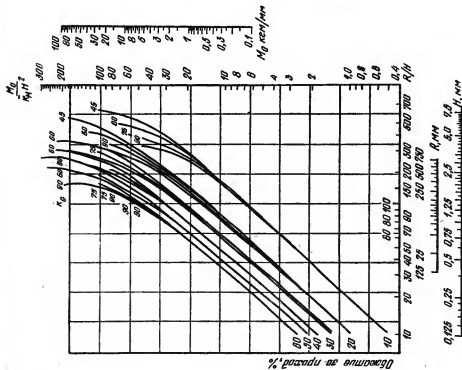
Подсчет крутящего момента

Для подсчета крутящего момента необходимо знать отношение $\frac{R}{H}$, коэффициент трения f , обжатия по проходам u и средний предел текучести материала в проходе, который может быть определен из уравнения (5) или приблизительно по уравнению (6). Величина $M_0/\bar{k}_M H^2$ может быть найдена из графиков, аналогичных приведенному на рис. 196³, путем интерполяции для данного предела текучести и обжатия.

Крутящий момент получается умножением второй величины на $\bar{k}_M H^2$. Пример подсчета приведен в табл. 35.

Номограмма для определения крутящего момента

На рис. 282 приведена номограмма для определения крутящего момента на валке. Она построена на основании диаграммы $M_0/\bar{k}_M H^2 - \frac{R}{H}$ для $f=0,08$. Средний предел текучести \bar{k}_M для второго и последующих проходов находится по среднему обжатию, подсчитываемому по уравнению (6).



Ключ к пользованию номограммой

Таблица 35

Пример подсчета M_0

Толщина полосы, мм		R/H	f	Обжатие, %				Средний предел текучести $\frac{M_0}{k_M H^2}$ $\frac{M_0}{k_M}$	$\frac{M_0}{k_M H^2}$	M_0 кг/мм ²
H	h			в проходе	суммарное		среднее α_M			
					до прохода	после про- хода				
1,6	1,25	160	0,08	20	0	20	—	43,4	21,4	2,34
1,25	1,0	200	0,08	20	20	36	28	61	28,9	2,82
1,0	0,8	250	0,08	20	36	51	44	68,5	39,0	2,75

Зная суммарный крутящий момент и угловую скорость валков, подсчитывают расход энергии на прокатку в лошадиных силах, пользуясь для этой цели круговой номограммой рис. 283. Суммарный крутящий момент получается путем умножения удельного крутящего момента M_0 на двойную ширину полосы (в миллиметрах).

Экспериментальная проверка уравнения

Номограмма для малоуглеродистой стали была проверена измерениями, сделанными на экспериментальном стане путем прокатки рулонов ленты. Металл, использовавшийся для опытов, имел такую же кривую предел текучести — деформация, как и применявшийся для построения номограммы. Рулоны были подвергнуты светлomu отжигу при исходном размере ленты $H = 1,6 \pm 0,02$ мм и $B = 90 \pm 0,5$ мм. Во время опытов валки дважды подвергали шлифовке до одной и той же степени шероховатости, измерявшейся параллельно оси валков. Ленту прокатывали со скоростью 0,2 м/сек при обильной подаче масляной эмульсии в воде.

На рис. 284 сопоставлены результаты измерений при прокатке четырех отожженных рулонов и кривые, подсчитанные для $f = 0,08$ по номограмме рис. 282, а для $f = 0,05$ — по величине M_0/k_M , взятой из рисунков, аналогичных рис. 196. Результаты для каждого мотка обозначены особо. Опытные данные располагаются между кривыми $f = 0,08$ и $0,05$. При обжатии меньше 20% обе кривые совпадают. Рассеивание точек можно объяснить изменением условий трения по дуге захвата.

Аналогичные опыты были проделаны на рулонах, предварительно обжатых на 40%, т. е. прокатанных до 0,85 мм. Данные для рулонов легли выше и расположились между кривыми, под-

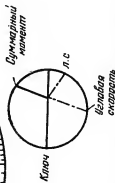
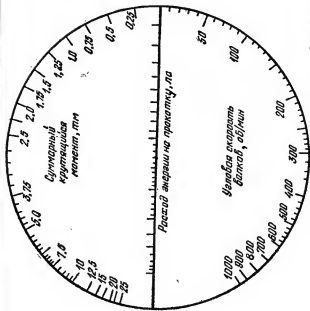


Рис. 283. Номограмма для определения расхода энергии по крутящему моменту

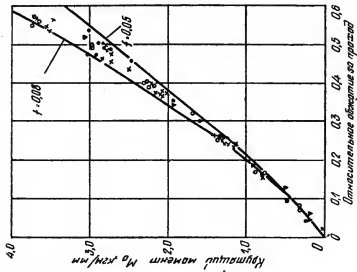


Рис. 284. Расчетные и опытные данные для крутящего момента на одном валке для малоуглеродистой ленты 1,6X90 мм

считанными при $f = 0,06$. Эти опыты проводились на небольшом стане с узкой лентой⁴.

10. РАБОТА ПРОКАТКИ ПРИ ОДНОМ ХОЛОСТОМ ВАЛКЕ*

При прокатке полосы между двумя приводными валками и отсутствии переднего или заднего натяжения суммарное давление металла на валок P будет вертикальным¹ (рис. 285). Тогда кру-

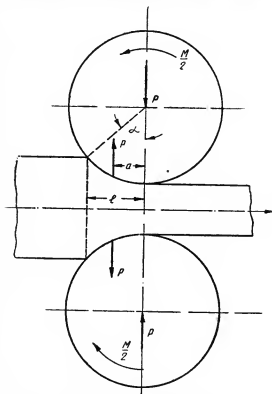


Рис. 285. Силы, действующие при двух приводных валках (E. Siebel, A. Pomp)

тящий момент на одном валке

$$\frac{M}{2} = Pa.$$

⁴ Поскольку речь идет о рулонах, очевидно, что прокатка велась с намоткой на барабан и с некоторым противонапряжением со стороны входа (хотя бы от прижимного стола). Таким образом, имелось некоторое натяжение обонх концов ленты, чего авторы в расчет не принимали. *Прим. ред.*

* W. Lueg, K. H. Treptow, Untersuchungen über das Kalt- und Warmwalzen mit Schleppwalze und die Bestimmung des Walzenschlupfes aus der Voreilung, Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, № 7, S. 391—401. Реф. Я. Галлая.

¹ E. Siebel, A. Pomp. Mitt. K.-W. Inst. Eisenforsch., 1930, B. 12, S. 149—159, а также ч. II, с. 228—237.

Суммарный крутящий момент на обоих валках

$$M = 2Pa. \quad (1)$$

При равномерном распределении удельного давления по дуге захвата² в первом приближении можно принять $a = \frac{l}{2}$. Тогда

$$(1) \text{ примет форму } M = Pl. \quad (2)$$

При прокатке с одним холостым валком и при сохранении всех прочих параметров давление прокатки останется таким же (рис. 286), однако давление металла на валки уже не будет перпендикулярным к линии прокатки, а пройдет через центр холостого валка (если не учитывать трения в его шейках). Но так как в шейках холостого валка трение имеется, линия действия давления металла P' на холостой валок пройдет на некотором расстоянии x_2 от его центра и на расстоянии x_1 от центра приводного валка (рис. 286).

Крутящий момент на верхнем приводном валке

$$M_0 = P'x_1 \cos \varphi = Px_1. \quad (3)^3$$

Крутящий момент на нижнем холостом валке

$$M_x = Px_2. \quad (4)$$

Так как диаметры обоих валков равны, то

$$x_1 - x_2 = l. \quad (5)$$

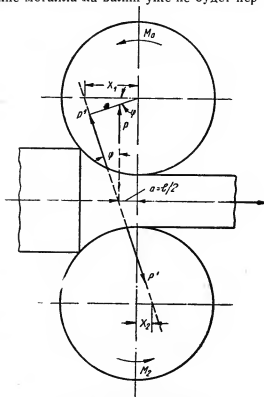


Рис. 286. Силы, действующие при нижнем холостом валке (Е. Siebel, А. Pomp)

² Или симметрично относительно середины щели. Прим. ред.

³ По схеме авторов (рис. 286), $P = \frac{P'}{\cos \varphi}$, но никак не $P = P' \cos \varphi$.
Таким образом:

$$M_0 = P' x_1 \cos \varphi = P \cos^2 \varphi x_1.$$

Тогда суммарный крутящий момент на обоих валках

$$M = M_0 - M_x = P(x_1 - x_2) = Pl. \quad (6)$$

Из сопоставления формул (2) и (6) следует, что суммарный крутящий момент при одном холостом валке получается таким же, как и при двух приводных.

Для проверки этого положения были проведены опыты по холодной и горячей прокатке ленты из стали с 0,03 (холодная прокатка) и 0,04% С (горячая прокатка)⁴.

Для определения работы прокатки на шпинделе рабочих валков под углом в 45° к их оси были наклеены четыре проволочных датчика, с помощью которых измеряли крутящий момент⁵.

На рис. 287 и 288 приведены результаты опытов холодной прокатки со смазкой и без нее, а на рис. 289 — данные горячей

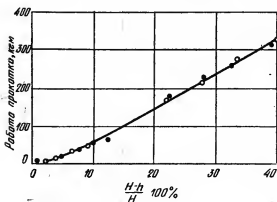


Рис. 287. Работа прокатки в зависимости от обжатия. Холодная прокатка на сухих валках:

● — оба валка приводные,
○ — один валок приводной

Равным образом

$$M_x = P \cos^2 \varphi x_2$$

и

$$M = M_0 - M_x = P(x_1 - x_2) \cos^2 \varphi = Pl \cos^2 \varphi,$$

что отличается от M_{Π} для двух приводных валков. Исходя из схемы авторов, получаем $\frac{M}{M_{\Pi}} = \cos^2 \varphi$, т. е. $M < M_{\Pi}$. Прим. ред.

⁴ Подробное описание методики проведения опытов см. ч. VI, с. 59. Прим. сост.

⁵ K. Fink, W. Lueg, Arch. Eisenhüttenw., 1952, В. 23; S. 151—156.

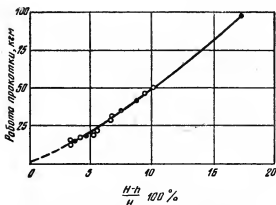


Рис. 288. Работа прокатки в зависимости от обжатия. Холодная прокатка со смазкой:

● — оба вала приводные, ○ — один валок приводной

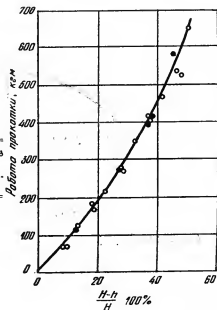


Рис. 289. Работа горячей прокатки в зависимости от обжатия:

● — оба вала приводные, ○ — один валок приводной

прокатки при 1100° , откуда следует, что действительно работа прокатки (или крутящий момент) при одном холостом валке такая же, как и при обоих приводных валках.

11. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАБОТЫ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ *

Крутящий момент

Крутящий момент при холодной прокатке, создающий давление на металл P (рис. 290) ¹ равен

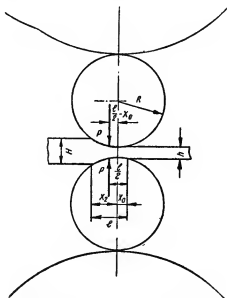


Рис. 290. Схема прокатки при сплюснутых рабочих валках

$$M_{пр} = 2P \left(\frac{l}{2} - x_0 \right). \quad (1)$$

Согласно формуле Хичкока ², сплюснутая дуга захвата

$$l = \sqrt{l_0^2 + x_0^2} + x_2 = x_2 + x_0. \quad (2)$$

* M. D. Stone, Rolling of Thin Strip, Part II, Iron a. Steel Eng., 1956, № 12, p. 55—76. Реф. Я. Галлая.

¹ Рис. 3 для ясности изложения заимствован из первой части статьи M. D. Stone, Iron a. Steel Eng., 1953, № 2, p. 61—74, Fig. 3.

² Hitchcock, Roll Neck Bearings, 1935.

или

$$l = \sqrt{R(H+h) + \left[\frac{8R(1-\gamma^2)}{\pi E} p_{\text{ср}} \right]^2} + \frac{8R(1-\gamma^2)}{\pi E} p_{\text{ср}}. \quad (3)$$

Следовательно,

$$x_0 = \frac{8R(1-\gamma^2)}{\pi E} p_{\text{ср}} = a p_{\text{ср}}. \quad (4)$$

Из (4) и (1) следует

$$M_{\text{пр}} = 2P \left(\frac{l}{2} - a p_{\text{ср}} \right). \quad (5)$$

Величина среднего удельного давления может быть определена из уравнения (15)³:

$$p_{\text{ср}} = \frac{l^2 - l_0^2}{2al}. \quad (6)$$

Подставив (6) в (5), получим

$$M_{\text{пр}} = 2P \left[\frac{l}{2} - a \left(\frac{l^2 - l_0^2}{2al} \right) \right] = 2P \frac{l_0^2}{l}, \quad (7)$$

или в соответствии с уравнением (16)³

$$M_{\text{пр}} = B p_{\text{ср}} l_0^2 = B p_{\text{ср}} R (H - h). \quad (8)$$

Когда натяжение ленты отсутствует (листовая прокатка) или когда заднее и переднее натяжения равны, то крутящий момент согласно (8) представляет собой момент, приложенный к соединительным шпинделям.

В большинстве же случаев лента подвергается натяжению с двух сторон, причем переднее натяжение более сильно $B\sigma_n h$, чем $B\sigma_3 H$. Тогда

$$M_{\text{пр}} = M_{\text{ст}} + M_n, \quad (9)$$

где

$$M_n = (B\sigma_n h - B\sigma_3 H) R. \quad (10)$$

Крутящий момент стана, т. е. момент, прилагаемый к шпинделям, получаем из формул (8), (9) и (10).

$$M_{\text{ст}} = BR [p_{\text{ср}} (H - h) - (\sigma_n h - \sigma_3 H)]. \quad (11)$$

Величина $p_{\text{ср}}$ подсчитывается из (6), для чего необходимо знать значение $\frac{fl}{h_{\text{ср}}}$, которое определяют по номограмме

³ См. ч. VI, с. 381.

(рис. 242), подсчитав предварительно величины $\left(\frac{f l_0}{h_{cp}}\right)^2$ и $2 a \frac{f}{h_{cp}} (k_{\sigma} - \sigma)$. Обозначения этих величин приведены в работе³.

Расход энергии на 1 т проката

Расход энергии зависит не только от качества прокатываемого материала и обжатия, как это обычно принимают⁴, но и в значительной степени от диаметра валков и скорости прокатки (коэффициента трения) и др.

Мощность станového двигателя

$$N_{ст} = \frac{M_{ст} v}{75 R} \quad (12)$$

($M_{ст}$ в кгм; v , окружная скорость валков, в м/сек; R , в мм). Из формул (11) и (12) получаем

$$N_{ст} = \frac{Bv}{75} [p_{cp}(H-h) - (\sigma_n h - \sigma_3 H)]. \quad (13)$$

Мощность, расходуемая на привод моталок для создания натяжения:

$$\begin{aligned} N_{мот} &= \frac{B \sigma_n h v - B \sigma_3 H v_n}{75} = \frac{Bv}{75} \left(\sigma_n h - \sigma_3 H \frac{v_n}{v} \right) = \\ &= \frac{Bvh}{75} (\sigma_n - \sigma_3). \end{aligned} \quad (14)$$

$$N_{сум} = N_{ст} + N_{мот}. \quad (15)$$

Из (13), (14) и (15) получаем

$$\begin{aligned} N_{сум} &= \frac{Bv}{75} [p_{cp}(H-h) - (\sigma_n h - \sigma_3 H) + h(\sigma_n - \sigma_3)] = \\ &= \frac{Bv}{75} (p_{cp} + \sigma_n)(H-h). \end{aligned} \quad (16)$$

Удельный расход энергии A при прокатке стали ($\gamma = 7,85 \text{ г/см}^3$) после преобразований составит

$$A = 0,472 (p_{cp} + \sigma_n) \frac{H-h}{h} \text{ л.с.} \cdot \text{ч/т.} \quad (17)$$

⁴ H. N. Polakowski, Metal Progress, 1962, № 2, p. 71.

Потери в опорных подшипниках

Потери мощности в четырех подшипниках опорных валков определяются по формуле:

$$N_{\text{подш}} = 0,0028 f_{\text{подш}} P R_{\text{подш}} n_{\text{оп}} \text{ л.с.} \quad (18)$$

Здесь $f_{\text{подш}}$ — коэффициент трения в роликовых подшипниках или подшипниках жидкостного трения, равный 0,002—0,003;

$R_{\text{подш}}$ — в роликовых подшипниках берется по центру роликов;

$n_{\text{оп}}$ — число оборотов опорного вала в минуту.

Уравнение (18) можно преобразовать:

$$N_{\text{подш}} = 26,7 f_{\text{подш}} P \frac{R_{\text{подш}}}{R_{\text{сп}}} v \text{ л.с.} \quad (19)$$

Удельный расход энергии на потери в подшипниках опорных валков при прокатке стали ($\gamma = 7,85 \text{ т/м}^3$) получаем после преобразований

$$A_{\text{подш}} = 950 \frac{f_{\text{подш}}}{h} P_{\text{ул}} \frac{R_{\text{подш}}}{R_{\text{оп}}} \text{ л.с.,} \quad (20)$$

где $P_{\text{ул}}$ — давление на 1 пог. мм ширины полосы.

Потери мощности на упругое сплющивание валков

Под влиянием давления рабочего вала на опорный они оба деформируются в пределах закона Гука. Тогда, по Герцу, образуется контактная площадка. Однако благодаря вращению валков принимаем, что условия упругого контакта несовершенны, а поэтому площадка сдвинута от центральной линии в сторону, обратную вращению валков (рис. 291). Тогда и точка приложения P оказывается несколько смещенной относительно центральной линии (рис. 291).

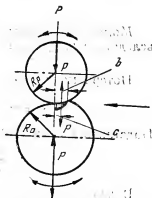


Рис. 291. Схема упругого сплющивания рабочего и опорного валков

Ширина контактной площадки подсчитывается по формуле⁵

$$b = 2,15 \sqrt{\frac{P}{BE} \left(\frac{1}{R_p} + \frac{1}{R_{\text{сп}}} \right)} \quad (21)$$

⁵ S. P. Timoshenko, Goodier, Theory of Elasticity, Ed. 2, New York, p. 381—382.

Контактное удельное давление в этом случае распределяется по полуэллипсу⁵ и характеризуется уравнением

$$p = \frac{4}{\pi} \frac{P}{Bb^2} \sqrt{b^2 - x^2}, \quad (22)$$

где x — текущее значение абсциссы.

Среднее удельное давление по контактной площадке

$$p'_{\text{ср}} = \frac{P}{Bb} = 0,47 \sqrt{\frac{P}{B} E \left(\frac{1}{R_{\text{раб}}} + \frac{1}{R_{\text{оп}}} \right)}. \quad (23)$$

Определим плечо c момента силы P относительно центральной линии валков, для этого подсчитаем координаты центра тяжести эпюры элементарных давлений

$$c = \frac{\int_0^b p x dx}{\int_0^b p dx}. \quad (24)$$

Подставив (22) в (24) и проинтегрировав, получим

$$c = \frac{4}{3} \pi b. \quad (25)$$

Момент на каждом валке, сопротивляющийся его вращению вследствие упругого сплющивания, равен:

$$M_{\text{сн}} = P c. \quad (26)$$

Потери мощности на упругое сплющивание

$$N_{\text{сн}} = \frac{2\pi}{75} M_{\text{сн}} n_{\text{раб}} + \frac{2\pi}{75} M_{\text{сн}} n_{\text{оп}}. \quad (27)$$

Подставив (25) и (26) в (27) и преобразовав, получим

$$N_{\text{сн}} = \frac{Pv}{75} \frac{4}{3\pi} b \left(\frac{1}{R_{\text{раб}}} + \frac{1}{R_{\text{оп}}} \right). \quad (28)$$

В реальных условиях, зависящих от материала рабочих и опорных валков, условий контакта, скорости прокатки и т. д., уравнение (28) следует умножить на коэффициент $a_1 < 1$, соответствующий коэффициенту потерь на упругий гистерезис для металлов

$$N_{\text{сн}} = a_1 \frac{4Pvb}{75 \cdot 3\pi} \left(\frac{1}{R_{\text{раб}}} + \frac{1}{R_{\text{оп}}} \right). \quad (29)$$

Подставляя (21) в (29), получим

$$N_{\text{сн}} = a_1 \frac{0,92v}{75} P^{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{1}{BE} \left(\frac{1}{R_{\text{раб}}} + \frac{1}{R_{\text{оп}}} \right)}. \quad (30)$$

Из уравнения (30) видно, что потери мощности, вызванные упругим сплющиванием опорного и рабочего валков в месте их контакта, пропорциональны давлению в степени $3/2$. Если же среднее удельное контактное давление p' превысит величину предела текучести материала валков, то упругое сплющивание валков будет еще больше и в результате потери мощности возрастут и станут пропорциональны P^2 или даже P^3 .

Заменяя величину P в выражении (30) через $p'Bb$, получим:

$$\left[\frac{N_{\text{сп}}}{B} = a_1 \frac{8,9 p'^3 v R_{\text{раб}}^3 \cdot 1000}{75 E^2 \left(1 + \frac{R_{\text{раб}}}{R_{\text{оп}}} \right)^3} = \frac{128 p'^3 v R_{\text{раб}}^3}{E^2 \left(1 + \frac{R_{\text{раб}}}{R_{\text{оп}}} \right)^3} \right]. \quad (31)$$

Из (31) следует, что потери мощности на упругое сплющивание опорного и рабочего валков в месте их контакта пропорциональны кубу радиуса рабочего валка. Следовательно, изменение рабочего валка, например с 400 до 150 мм, уменьшает потери мощности на сплющивание в 12 раз.

Для характеристики влияния упругого сплющивания на расход мощности обратимся к примеру из практики одного из заводов, где установлен стан кварто 400/1220 × 1060 мм, на котором катают нержавеющую сталь 950 × 2,25 мм на толщину 0,45 мм со скоростью 3–6 м/сек. Мощность двигателя 1500 л. с. Допускаемое давление металла на валки 2300 т. В конце прокатки, когда толщина ленты приближалась к заданной конечной толщине, металл не обжимался, хотя P достигало 2300 т и нагрузка двигателя составляла 150% от его номинальной мощности ($v = 3$ м/сек). На что же расходуется мощность?

Для выяснения этого вопроса были проведены испытания стана. Валки, вращавшиеся вхолостую (без металла), были прижаты один к другому давлением $P = 912$ т; удельное давление p' в зоне контакта рабочего и опорного валков было равно 178 кг/мм², среднее удельное давление $p_{\text{ср}}$ между рабочими валками составило 212 кг/мм². Дальнейшее увеличение p' до 192 кг/мм² (что примерно в 3 раза превышает σ_s материала) вызвало резкое увеличение потерь мощности, примерно пропорциональное P^3 . Если продолжать увеличивать давление валка на валок, то уже при $P = 1900$ т мощность, расходуемая на работу стана вхолостую, достигает номинальной мощности двигателя, а при $P = 2150$ т превышает ее в 1,5 раза⁶.

⁶ Кроме обычных условий прокатки, когда металл захватывается валками при наличии начального зазора h_0 между ними, применяется, как известно, предварительное сближение валков до соприкосновения ($h_0 = 0$) и принудительное сближение с «затяжкой», причем развивается весьма значительное давление, и возможности прокатки тонкого продукта возрастают (см. И. Г. Павлов, Теория прокатки, ч. I, Металлургиздат, 1950; С. А. Куша-

Влияние диаметра валков

Влияние диаметра валков на расход энергии выражается через величину сплюсненной дуги захвата l , увеличение которой вызывает рост p_{cp} и A . Влияние увеличения дуги захвата l на рост давления и удельного расхода энергии A становится особенно заметным при малом h_{cp} , т. е. при прокатке тонких листов⁷.

На рис. 292 приведены экспериментальные и расчетные (штрих-пунктиром) данные о расходе энергии при прокатке нержавеющей стали типа 18-8 толщиной $H = 3,2$ мм на станах с различным диаметром валков: дуо 460, кварто 410/1250 \times 1070, кварто 280/925 \times 710, кварто 200/1350 \times 1250 с приводными опорными валками.

Из рис. 292 видно, во-первых, достаточно хорошее совпадение расчетных и экспериментальных кривых, что позволяет рекомендовать предложенную выше методику для практического применения. Во-вторых, из рис. 292 видно, что при прокатке на валках большого диаметра удельный расход энергии растет значительно быстрее, чем при работе на валках меньшего диаметра. Так, при прокатке ленты с 3,2 до 1,5 мм суммарный удельный расход энергии составил (рис. 292):

D , мм	200	280	410	460
A , л.с. - ч/т	49	61	86	100
в % к $D = 200$	100	124	176	203

Для ряда металлов (в том числе титана и его сплавов) увеличение диаметра рабочих валков ведет к еще большему росту расхода энергии, который может увеличиться больше чем в два раза. Это объясняется тем, что хотя прочностные свойства титана ниже, чем нержавеющей стали, однако коэффициент трения при прокатке его значительно выше.

Кевич и С. П. Лазаренко, Исследование процесса прокатки с прижатыми валками, Металлург, 1939, № 4—5). Крайне интересно было бы исследовать энергетические условия прокатки в валках с предварительной «затяжкой» и сопоставить результаты с обычным случаем прокатки и с прокаткой вхолостую при валках, прижатых один к другому, — процесс, описываемый авторами). Прим. ред.

⁷ Не следует понимать авторов в том смысле, что влияет лишь сплющивание валков, возрастающее с увеличением их диаметра. Если бы явление сплющивания было исключено, то и в этом случае увеличение диаметра валков вызывало бы возрастание расхода энергии, что следует из формул:

$$P = pB \sqrt{(H - h)R};$$

$$N = pBD \alpha v \lg \frac{\alpha}{2},$$

причем и сама величина p растет с увеличением диаметра и соответственно поверхности контакта. Прим. ред.

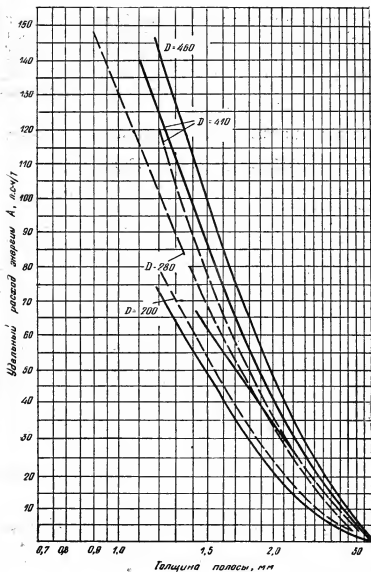


Рис. 292. Экспериментальные (сплошные) и расчетные, (штрих-пунктирные) кривые расхода энергии при прокатке ленты из нержавеющей стали 18-8 на станах с различным диаметром рабочих валков

При прокатке мягких металлов, слабо наклепывающихся и обладающих низким коэффициентом трения (например, медь, алюминий или жесть) влияние диаметра рабочих валков на расход энергии значительно меньше, чем при прокатке высокопрочных металлов и сплавов. Так, например, прокатка чистого алюминия на валках диаметром 330 и 75 мм требует почти одинакового расхода энергии.

12. РАСХОД ЭНЕРГИИ НА ШИРОКОПОЛОСНЫХ СТАНАХ*

Выбор мощности электродвигателя

Конструкторы прокатных стансов при расчете мощности привода исходят из сил прокатки, плеча давления металла на валки, скорости и др. Инженеры-электрики предпочитают пользоваться опытными данными расхода энергии, полученными на аналогичных действующих станах. Эти данные обычно представляют в виде кривых: работа прокатки A в л. с./т в функции от относительного обжатия или суммарной вытяжки. На рис. 293 представлена такая типичная кривая для прокатки малоуглеродистой стали из слэбов различной толщины. Величина A является суммой работ для всех проходов, необходимых для получения полосы данной толщины.

Для примера подсчитаем мощность электродвигателя 2-й черновой клетки при прокатке слэба размером $200 \times 1200 \times 6000$ мм. Примем $B = \text{const} = 200$ мм; $h_1 = 112$ мм; $h_2 = 65$ мм; $v_1 = 0,95$ м/сек; $v^2 = 1,12$ м/сек. Часовая теоретическая производительность

$$Q_{\text{теор}} = c B h_2 v_2 = 0,028 \cdot 1200 \cdot 65 \cdot 1,12 = 2450 \text{ т/час},$$

где c — переводной коэффициент, учитывающий удельный вес стали и размерность всех остальных величин.

Фактическая же производительность стана при прокатке полосы $h_n = 1,25$:

$$Q_{\text{факт}} = 5000 \text{ т/час}.$$

Суммарный расход энергии при прокатке с 200 на 112 мм по рис. 293:

$$A = 1,8 \text{ л.с.-ч/т};$$

с 200 на 65 мм:

$$A_{\text{сум}} = 4,5 \text{ л.с.-ч/т}.$$

* R. E. Marrs. Power Requirements and Selection of Electric Equipment for Hot Strip Mills, Iron and Steel Eng., 1956, v. 33, № 7, p. 111—125. Реф. Я. Галлая.

Падение температуры на промежуточном прокате

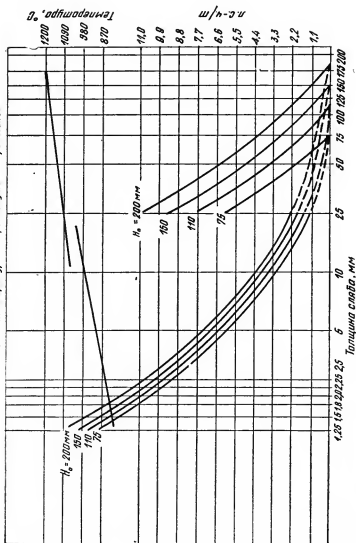


Рис. 293. Типовая кривая расхода энергии при прокатке малоуглеродистой стали из слывов разной толщины

Расход энергии во 2-м проходе.

$$A_2 = A_{\text{сум}} - A_1 = 4,5 - 1,8 = 2,7 \text{ л.с.}\cdot\text{ч/т.}$$

Мощность прокатки

$$N_2 = A_2 Q = 2,7 \cdot 2450 = 6600 \text{ л.с.}$$

Средняя квадратичная мощности

$$N_{\text{ср}} = \sqrt{\frac{Q_{\text{факт}}}{Q_{\text{теор}}}} \cdot N_2 = \sqrt{\frac{500}{2450}} \cdot 6600 = 2960 \text{ л.с.}$$

Принимаем электродвигатель $N = 3000 \text{ л.с.}$

Упрощенные кривые работы прокатки

На рис. 294 данные рис. 293 представлены в иной форме. Восстанавливаем перпендикуляр к оси абсцисс в точке, соответствующей толщине полосы при входе в валки, например 25 мм, и находим точку ее пересечения с перпендикуляром, восстановленным к оси ординат в точке, соответствующей выходной толщине полосы, например 10 мм. На наклонной кривой, проходящей через точку пересечения, непосредственно отсчитываем работу A ; в данном случае 10 л.с.·ч/т.

Кривые рис. 294 основаны на исходной толщине сляба 200 мм. Для каждой иной толщины в целях большей точности нужно иметь другую диаграмму. Однако было обнаружено, что для любой другой толщины сляба величину A л.с.·ч/т можно определить из той же диаграммы рис. 294. Однако при уменьшении толщины сляба на каждые 12,5 мм необходимо уменьшить работу прокатки A на 1%¹.

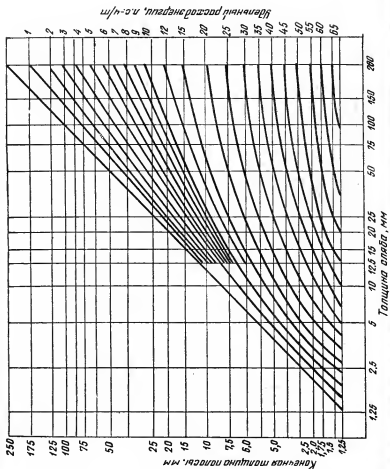
Кривые рис. 294 могут быть использованы для определения мощности всего стана или мощности по клетям.

На рис. 295 приведена аналогичная диаграмма для определения расхода энергии при холодной прокатке малоуглеродистой стали. Интересно отметить, что для горячей прокатки с 2,5 на 2,1 мм расходуется 5 л.с.·ч/т (рис. 294), т.е. столько же, сколько необходимо при холодной прокатке. Если же толщина больше 2,5 мм, то при горячей прокатке расход энергии меньше. Это обстоятельство, в частности, подтверждает целесообразность перепада при $h = 2,5 \text{ мм}$ с горячей прокатки на холодную².

¹ Как эта рекомендация, так и общее направление данной статьи, имеют чисто практический характер, причем степень точности подсчетов авторами не оценивается. *Прим. ред.*

² С точки зрения расхода энергии. Однако, кроме этого фактора, имеется еще и ряд других, в частности: интенсивность охлаждения прокатываемого металла, обеспечение требуемой точности прокатки, окисление металла и чистота поверхности и пр. *Прим. ред.*

Рис. 294. Диаграмма для упрощенного определения расхода энергии при горячей прокатке малоуглеродистой стали на широкополосном стане



13. ДИАГРАММЫ РАСХОДА ЭНЕРГИИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ И ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ *

На основании многочисленных опытов на работающих станах, во время которых измеряли мощность, потребляемую электродвигателями, скорость прокатки, толщину и ширину проката, температуру металла, иногда давление на валки, а также учитывали состав металла, материал и форму валков, были построены при-

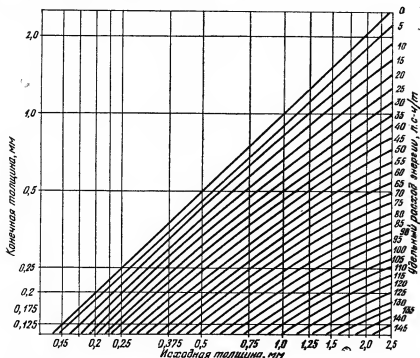


Рис. 295. Диаграмма для определения расхода энергии при холодной прокатке малоуглеродистой стали на широкополосном стане

водимые ниже кривые удельного расхода энергии A в функции толщины проката h (для полосовых и ленточных станов) или вытяжки μ (для слябингов и сортовых станов). В величину A включены потери в подшипниках рабочих валков и редукторах. Но так как размер этих потерь относительно величины A невелик, полученные кривые могут быть с достаточной степенью точности

* J. H. Taylor, Power Requirements of Rolling Mills, Iron and Steel Eng., 1956, № 10, p. 55–56. Реф. Я. Галлая.

применены для станов без редукторов или с подшипниками других типов.

Аналогичные кривые для холодной прокатки могут применяться в тех случаях, когда диаметр валков относительно велик и обжатия небольшие. При холодной прокатке твердых сталей с малыми обжатиями потери на трение в подшипниках и рабочих валков об опорные составляют значительную долю общего расхода энергии и поэтому кривые для таких условий идут вверх очень круто. В этих случаях нельзя пренебрегать изменением диаметра рабочих валков или конструкцией подшипников и редуктора и пользование кривыми ограничивается только теми частными условиями, в которых был измерен расход энергии.

Величина удельного расхода энергии для построения кривых определялась по формуле

$$A = \frac{N}{ch_n B_n v} \text{ л.с.-ч/т,} \quad (1)$$

где N — мощность, л. с.;
 h_n и B_n — толщина и ширина после данного прохода, мм;
 v — скорость прокатки, м/сек;
 c — коэффициент, учитывающий удельный вес металла и размерность: для стали $c = 0,028$; для латуни $c = 0,03$; для алюминия $c = 0,0097$.

Приводимые ниже кривые расхода энергии при прокатке полос могут быть использованы для любых исходных и конечных их размеров. Кривые для слябов, сорта и профилей, к сожалению, пока еще не отражают влияния размеров слитка, бруса или заготовки, а поэтому для каждого типа стана имеется одна кривая в функции суммарной вытяжки.

На рис. 296 приведена кривая расхода энергии при прокатке на слябинге или блюминге. Эта кривая может быть также использована для определения расхода энергии при прокатке полос на универсальном стане. Опыты показали, что разница в расходе энергии при прокатке на обоих станах невелика. Для выбора мощности электродвигателя необходимо знать производительность стана, размеры слитка и сляба, состав металла, распределение обжатий по проходам и размеры проката после каждого прохода. Методика выбора мощности электродвигателя с учетом его ускорения в процессе работы производится по общеизвестной методике на основании подсчета средней квадратичной мощности¹.

Старые слябинги имели два мотора по 3000 л. с. при 60/180 об/мин и часто перегружались. В настоящее время устанавлива-

¹ Пример такого подсчета см. R. E., Marrs Iron a. Steel Eng., 1956, № 7, p. 111—125, а также ч. VI, с. 456.

ют по два электродвигателя 5000 л. с. каждый 40/80 об/мин. При этом можно давать обжатия 90—115 мм за проход при ширине слитка 900 мм и 50—75 мм при большей ширине. Если же слитки плохо прогреты, то 5000-сильные двигатели перегружаются. Только из этих соображений нецелесообразно увеличивать мощ-

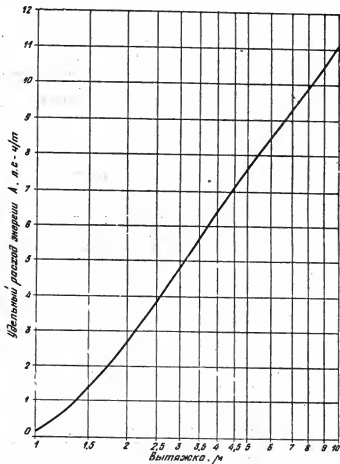


Рис. 296. Расход энергии при горячей прокатке малоуглеродистой стали на слябинге или блюминге

ность двигателей. Но в последнее время начали катать по два слитка тандем (один за другим), что вызывает перегрев электродвигателей, поэтому для новых слябингов предложено увеличить мощность электродвигателей до 6000 л. с. каждый.

На рис. 297, 298 и 299 приведены кривые расхода энергии при горячей прокатке полос малоуглеродистой стали из слэбов различной толщины. На каждом из этих рисунков пучок кривых начинается от одной исходной толщины слэба. Однако чем тоньше конечная толщина полосы, тем круче кривая. Это значит, что для прокатки, например, 2-мм полосы при обжати из слэба 150 мм требуется больше энергии, чем при обжати из слэба 100 мм (рис. 297 и 299).

На рис. 300 даны кривые для прокатки нержавеющей стали 18-8 из слэбов *H*-100 и 125 мм. Недостаток опытных данных заставил ограничиться одной кривой для слэба каждой толщины.

На рис. 301 приведены кривые расхода энергии при прокатке латуни марки Л70 из слэбов различной толщины.

Мощность электродвигателей непрерывных холоднопрокатных станов подсчитывают так же, как при горячей прокатке. На рис. 302, 303 и 304 приведены кривые расхода энергии для малоуглеродистой стали, латуни марки Л70 и кремнистой стали (3,3% Si).

Подсчет мощности электродвигателей, выполненный на основании этих кривых, не учитывает расхода энергии на натяжение между клетями и моталками.

Величины натяжения приведены в табл. 36. Разницу между передним и задним натяжением для данной клетки следует перевести в мощность.

Т а б л и ц а 36

Величины натяжения между клетями холоднопрокатных непрерывных станов
кг/мм²

Между клетями	3-клетевой	4-клетевой	5-клетевой
1 и 2	8,4	8,4	15,4
2 и 3	10,5	10,5	17,5
3 и 4	—	} 5,6 для листов 10,5 » жестн	19,6
4 и 5	—		21,0
Намоточный барабан	5,6	4,9	10,5

При горячей прокатке эта величина невелика и ею пренебрегают, но при холодной прокатке она значительна и ее следует добавлять к мощности мотора данной клетки или вычитать из нее².

² С теоретической точки зрения это более сложно, так как натяжение концов полосы существенно изменяет условия напряженного состояния металла в зеве валков и тем самым, влияет и на основную часть расхода мощности («мощность мотора»), к которой автор рекомендует добавлять (или вычитать) указанную разницу. *Прим. ред.*

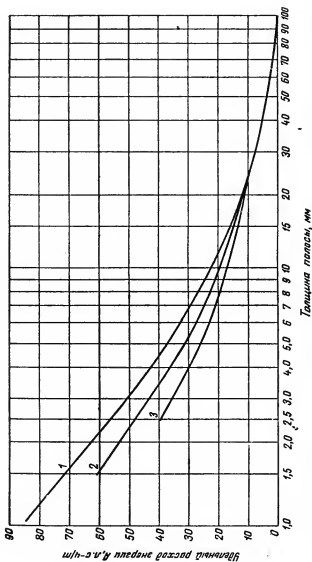


Рис. 297. Кривые расхода энергии при горячей прокатке на 4-валковых непрерывных и полунепрерывных станах полос из малоуглеродистой стали. Сляб $H = 100$:
 1 — $h = 1,8-1,0$ мм; 2 — $h = 2,5-1,8$ мм; 3 — $h = 2,5$ и больше

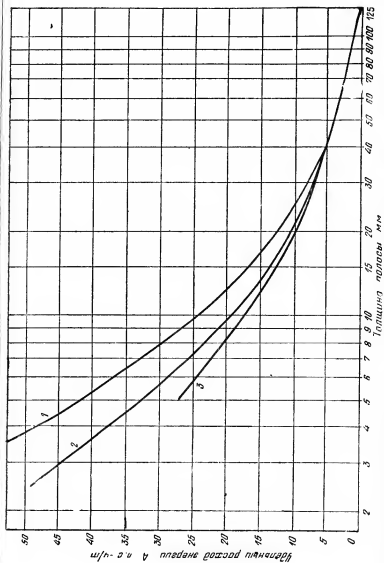


Рис. 298. Кривые расхода энергии при горячей прокатке, на 4-завалковых непрерывных и полунепрерывных ста-
нах полос из малоуглеродистой стали. Сляб $H = 125$ мм;
 l — $H = 2,5-1,8$ мм; 2 — $H = 5-2,5$ мм; 3 — $H = 5$ и больше

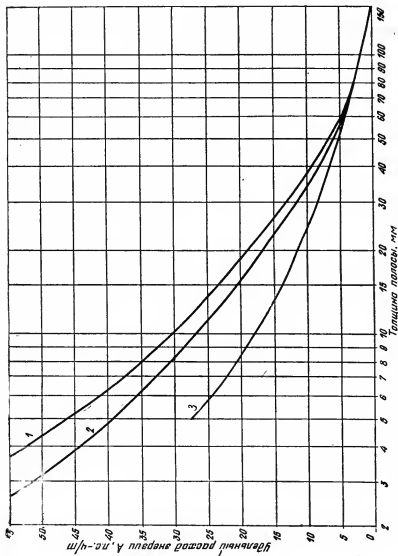


Рис. 299. Кривые расхода энергии при горячей прокатке на 4-валковых непрерывных и полунепрерывных станах полос из малоуглеродистой стали. Сляб $H = 150$ мм;
 $1 - h = 5-2.5$ мм; $2 - h = 2.5-1.8$ мм; $3 - h = 1.8$ и больше

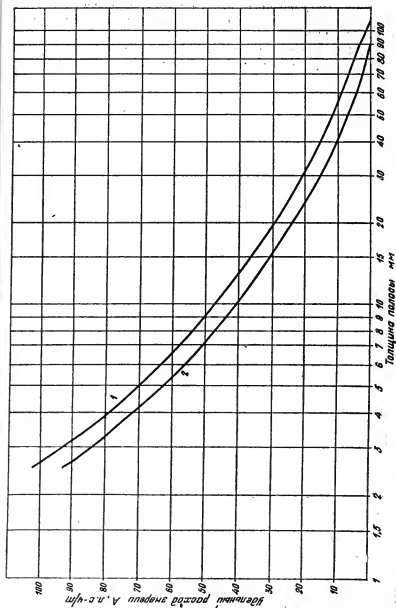


Рис. 300. Кривые расхода энергии при горячей прокатке на 4-валковом непрерывных и полупрерывных станах полос из нержавеющей стали 18—8 из слэбов:
1 — $H = 125$; 2 — $H = 100$ мм

У реверсивных ленточных станов расход энергии такой же, как и у непрерывных, поэтому можно пользоваться теми же кривыми рис. 302—304.

На рис. 305 приведены кривые расхода энергии при прокатке заготовки на катанку $d = 5,6$ мм. На оси ординат дана

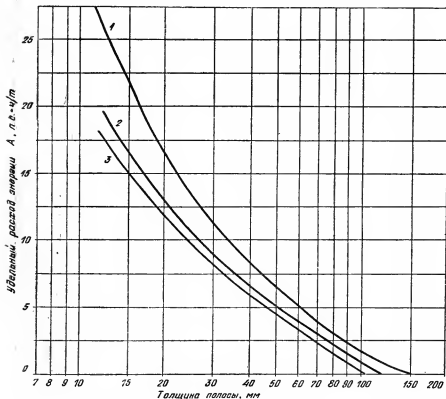


Рис. 301. Кривые расхода энергии при горячей прокатке латуни Л-70 из слэбов:

1 — $H = 155$; 2 — 140; 3 — 115 мм

энергия, расходуемая на прокатку без потерь в электродвигателях и на холостой ход.

На рис. 306 показана кривая расхода энергии при прокатке балок размером 150×150 до 900×300 мм на 2-клетевом реверсивном универсальном балочном стане. Заготовка с 1100° про-

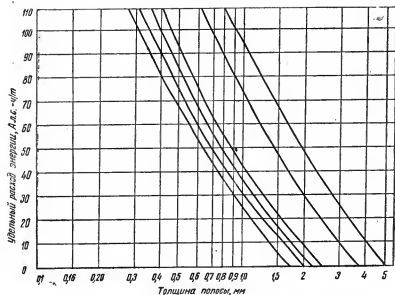


Рис. 302. Кривые расхода энергии при холодной прокатке на непрерывных и реверсивных четырехвалковых станах малоуглеродистой стальной ленты

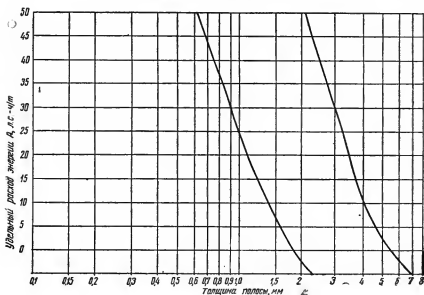


Рис. 303. Кривые расхода энергии при холодной прокатке латунной (Л-70) ленты

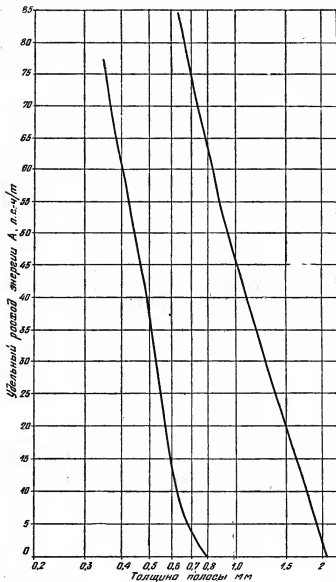


Рис. 304. Кривые расхода энергии при холодной прокатке кремнистой (3,3% Si) стальной ленты

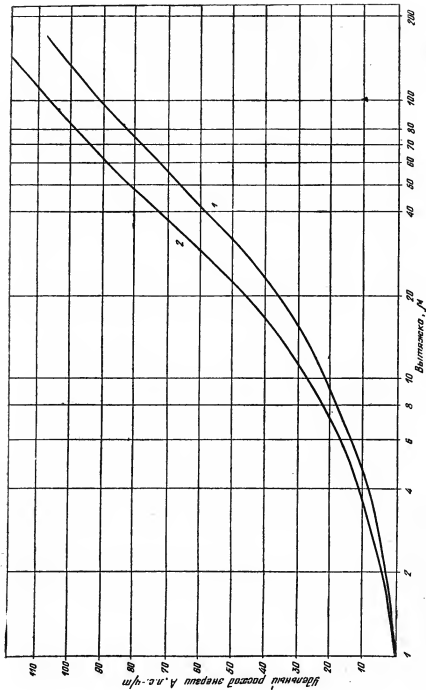


Рис. 305. Кривые расхода энергии при прокатке на 22-клетевом непрерывном стане заготовки 65×65 мм из малоуглеродистой стали (0,08% С) на катанку 5,6 мм;
 1 — нормальное содержание серы; 2 — $S = 2,4-3,3\%$

катывалась без подогрева на конечный профиль. Если температура ее выше, то наклон кривой меньше.

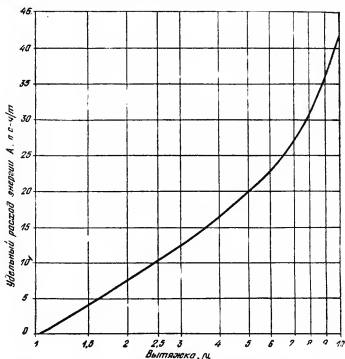


Рис. 306. Кривая расхода энергии при прокатке на 2-клетевом универсальном балочном стане балок от 150×150 мм до 900×300 мм. Температура исходной заготовки 1100°

14. УДЕЛЬНАЯ РАБОТА ПРИ ПРОКАТКЕ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ *

Опыты проводились на чистовой клети заготовочного стана трио с диаметром валков 705/700/695 мм при 120 об/мин, что соответствует $v \approx 4,4$ м/сек. Калибровка валков позволяла катать квадрат размером 46×46÷135×135 мм и на гладкой бочке сутунки или сляб шириной до 400 мм. Прокатку производили из обжатой заготовки или слябов.

Крутящий момент определяли с помощью проволочных датчиков, наклеенных на соединительные шпиндели и относили к

* W. Lueg, H. G. Müller, Die Vorgänge im Walzspalt und ihre Rückwirkung auf Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen, Stahl u. Eisen, 1956, B. 76, № 21, S. 1343—1356. Реф. Я. Галлая

1 мм ширины проката M_d . Измеренную работу деформации A относили к объему деформируемого металла V и к его весу G :

$$\frac{A}{V} \frac{\text{тм}}{\text{м}^3} \text{ и } \frac{A}{G} \frac{\text{тм}}{\text{т}}. \quad (1)$$

Влияние температуры прокатки для трансформаторной стали (0,05% С; 3,3% Si) показано на рис. 307, а для хромоникеле-

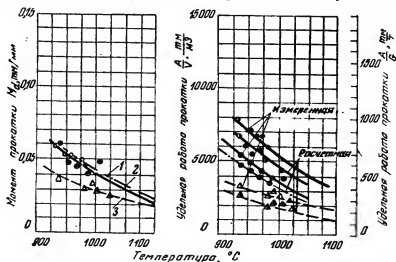


Рис. 307. Влияние температуры на момент прокатки и удельную работу при прокатке трансформаторной стали.

Кривая	$\ln \frac{H}{h}$	α с сек.—1	h/D , %
1	0,4	20	2,8
2	0,4	17	4,1
3	0,24	14	4,4

вой нержавеющей стали (0,12% С; 18% Cr; 8,5% Ni) — на рис. 308.

Для сравнения на этих же рисунках приводятся кривые удельной работы прокатки, определенные расчетным путем как произведение среднего удельного давления p_{cp} ¹ на коэффициент деформации $\ln \frac{H}{h}$. Кривые построены для различных степеней деформации и, следовательно, для различных скоростей деформации.

Из графиков рис. 307 и 308 следует, что при увеличении температуры прокатки с 900 до 1100° крутящий момент и удельная ра-

¹ Данные для p_{cp} см. ч. VI, стр. 397.

бота прокатки уменьшаются в среднем более чем вдвое. Определенные опытным путем значения удельной работы оказываются выше расчетных². Влияние степени деформации на крутящий момент и удельную работу при прокатке этих же сталей показано на рис. 309 и 310. Кривые подтверждают положение о том, что работа прокатки меньше, если одно и то же суммарное об-

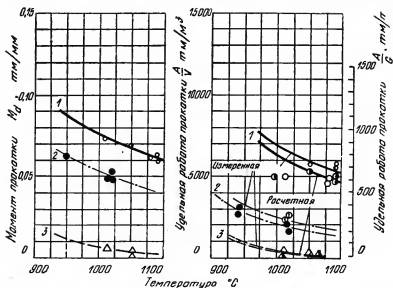


Рис. 308. Влияние температуры на момент прокатки и удельную работу при прокатке хромоникелевой нержавеющей стали

Кривая	$\ln \frac{H}{h}$	μ ср сек. — I	$h/D, \%$
1	$\sim 0,26$	12	4,8
2	$\sim 0,18$	8,5	8,9
3	$\sim 0,033$	1,9	8,6

жатие производится за большее число проходов; при обжатии за один проход работа прокатки максимальна³.

На рис. 311 и 312 показано влияние скорости деформации на момент и удельную работу прокатки. Скорость деформации

² Уместно отметить, что теоретическое сопоставление методов определения работы прокатки по крутящему моменту и по логарифмической формуле Флика приводит к выводу о большей правильности первого из них, причем результат в этом случае получается выше (примерно на величину работы вертикальной составляющей силы трения). *Прим. ред.*

³ Этот результат не является очевидным с теоретической точки зрения и заслуживает тщательного анализа. *Прим. ред.*

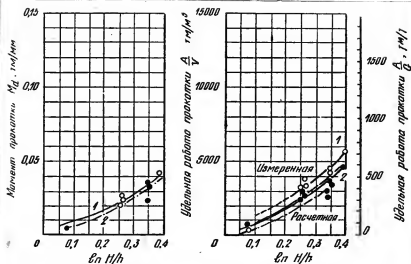


Рис. 309. Влияние степени деформации на момент прокатки и удельную работу при прокатке трансформаторной стали

Кривые 1: 980° , 11 сек. $^{-1}$, $\frac{h}{D} = 2.9\%$. Кривые 2: 950° , 4 сек. $^{-1}$, $\frac{h}{D} = 3\%$

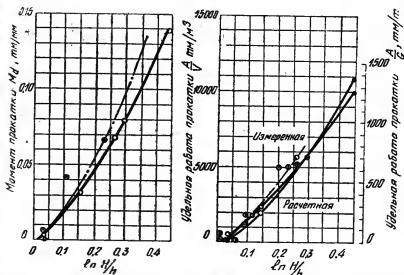


Рис. 310. Влияние степени деформации на момент прокатки и удельную работу при прокатке хромоникелевой нержавеющей стали.

Кривые 1: 1050° , $8 \div 14$ сек. $^{-1}$, $\frac{h}{D} = 4.7-6.6\%$. Кривая 2: 1000° , $6 \div 9$ сек. $^{-1}$

$$\frac{h}{D} = 5-8.6\%$$

оказывает значительное влияние до $u_{ср} = 2 \text{ сек}^{-1}$; при дальнейшем возрастании скорости деформации ее влияние сказывается слабее.

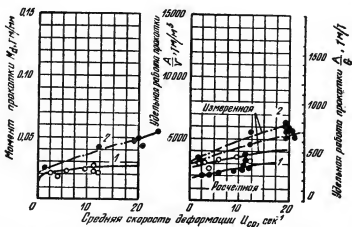


Рис. 311. Влияние средней скорости деформации на момент прокатки и удельную работу при прокатке трансформаторной стали 990°, $\frac{h}{D} = 2,87\%$. Кривая 1: $\ln \frac{H}{h} = 0,26$. Кривая 2: $\ln \frac{H}{h} = 0,39$.

Момент прокатки

$$M_d = 2Pa, \quad (2)$$

где a — плечо момента, соответствующее расстоянию от линии центров валков до точки приложения равнодействующей P .

$$a = ml_d, \quad (3)$$

где m — коэффициент, введенный Валквистом⁴.

Этот коэффициент может быть определен на основании опытных данных из соотношения

$$m = \frac{M_d}{2Pl_d}. \quad (4)$$

В проведенных опытах коэффициент m колеблется в пределах 0,4—0,6, т. е. отклонения от $m = 0,5$ (равнодействующая при-

⁴ G. Wallquist, Jernkont. Ann., 1954, v. 138, p. 539—570; J. Iron a. Steel Inst., 1954, v. 177, № 1, p. 142—158. Peф. Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, S. 1651—1653.

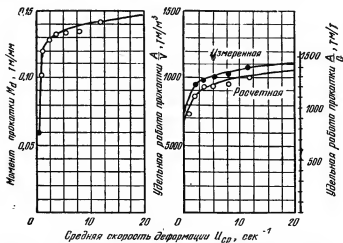


Рис. 312. Влияние средней скорости деформации на момент прокатки и удельную работу при прокатке хромоникелевой

нержавеющей стали. 1060° , $\ln \frac{H}{h} = 0,447$, $\frac{h}{D} = 5,1\%$

ложена в середине дуги захвата) составляют $\pm 20\%$ в зависимости от температуры прокатки, причем при прокатке металла при нижних температурных пределах $m=0,4$, а при повышении температуры m увеличивается до 0,6.

Поскольку диапазоны температур прокатки для различных марок стали заметно различаются, то и значения m для них при одной и той же температуре различны. Так, для хромоникелевой нержавеющей стали при 1000° $m=0,42$; для низколегированной стали при той же температуре $m=0,6$. Это объясняется, по-видимому, смещением максимума удельных давлений в сторону выхода в результате отчетливо выявленного наклепа хромоникелевой стали при прокатке ее при 1000° ¹.

Увеличение степени деформации приводило, как правило, к уменьшению m , что объясняется смещением в этих случаях максимума удельного давления в сторону выхода из валков¹.

Скорость деформации значительно влияет на m , который несколько увеличивается при возрастании скорости деформации. Объяснение этому следует искать в повышении K_f .

Из опытов следует, что подсчет крутящего момента по формуле

$$M_d = Pl_d \quad (5)^5$$

дает ошибку $\pm 20\%$.

⁵ Т. е., считая, что $m = 0,5$ при расположении равнодействующей по середине дуги захвата. Прим. ред.

ЛИТЕРАТУРА ПО ТЕОРИИ ПРОКАТКИ *

IV. Опережение

1. Александров П. А., Филиппов Н. Н., Опережение и уширение при периодической прокатке, Труды Украинского НИИ металлов, Металлургиздат, 1956, в. 2, с. 178—195.
2. Бахтинов Б. П., Некоторые вопросы теории прокатки, Сталь, 1946, № 4—5, с. 281—285 (ч. VI, стр. 7).
3. Бояршинов М. И. и Мельцер В. В., Опережение при прокатке толстых полос, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1956, в. 4, с. 70—85 (ч. VI, стр. 65).
4. Головин А. Ф., Опережение, максимальный угол захвата и коэффициент трения, Сталь, 1947, № 4, с. 320—327.
5. Жолобов В. В., Богоявленский К. Н., Зубцов М. Е., Ландихов А. Д., Лекаренко Е. М., Постников Н. Н. Обработка цветных металлов и сплавов давлением, Металлургиздат, 1955, с. 55—59.
6. Колпашиков А. И. Опережение при прокатке алюминиевых и магниевых сплавов. Труды Московского авиационного технологического Института, Оборонгиз, 1955, в. 28, с. 65—70.
7. Королев А. А., Новые исследования деформации металла при прокатке, Машгиз, 1953, с. 63—100, 117—141, 231—238.
8. Королев А. А., О доказательстве наличия зоны прилипания и подсчете опережения при наличии этой зоны, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 78, Прокатные станы, в. 6, с. 221—225.
9. Королев А. А., Новые формулы для определения опережения и уширения при прокатке, Труды Московского вечернего металлургического института, Металлургиздат, 1957, в. 2, с. 279—293.
10. Королев А. А., Николаевский Г. М., Механическое оборудование прокатных лабров, Металлургиздат, 1953, с. 40—42.
11. Кузема И. Д. Скольжение и опережение в трехвалковых станах Лаута, Сталь, 1950, № 11, с. 993—997. (ч. VI, стр. 29).
12. Павлов Иг. М., Равновесие сил при прокатке с уширением, Сталь, 1947, № 1, с. 39—48. (ч. VI, стр. 12).
13. Павлов Иг. М., Состояние и перспективы теории прокатки, Сталь, 1949, № 3, с. 323—334.
14. Павлов Иг. М., Гагин Н. П., Рудбах И. В., Капустина М. И., Электроконтактный метод определения скорости прокатываемого металла, Заводская лаборатория, 1950, № 9, с. 1074—1075.
15. Павлов Иг. М., Капустина М. И., Исследование опережения и отставания при прокатке в калибрах, Труды Московского института стали, Металлургиздат, 1950, в. 29, с. 120—146, (ч. VI, стр. 37).
16. Павлов Иг. М., Суворов И. К., Исследование скоростных и силовых условий процесса прокатки, Сталь, 1953, № 2, с. 142—149.
17. Полухин П. И., Опережение при прокатке балок, Труды Сибирского металлургического Института, Металлургиздат, 1954, в. 1, с. 60—68.

* Литература, помещенная в одной из частей «Материалов по теории прокатки», отмечена в скобках. Например (ч. V, стр. 43) означает: «Материалы», часть V, стр. 43.

18. Полухин П. И., Жадан В. Т., Исследование опережения и скоростных условий прокатки в разрезном калибре, Труды Московского института стали, Металлургиздат, 1957, в. 34, с. 246—258.
19. Северденко В. П., Опережение, уширение, удельное давление и коэффициент трения при холодной прокатке, Труды Московского института стали, Металлургиздат, 1948, в. 26, с. 3—14.
20. Северденко В. П., Астахов И. Г., Уширение, опережение и удельное давление при холодной прокатке, Труды Московского института стали, Металлургиздат, 1955, в. 33, с. 298—310.
21. Тарновский И. Я., Формоизменение при пластической обработке металлов (ковка и прокатка), Металлургиздат, 1954, с. 341—418.
22. Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Ляшко В. Б., Деформация металла при прокатке, Металлургиздат, 1956, с. 193—231.
23. Файнберг Ю. М., Теоретические основы скоростной прокатки с натяжением, Сталь, 1948, № 6, с. 530—532.
24. Файнберг Ю. М., Опережение и натяжение при прокатке с переменным обжатием, Сталь, 1948, № 9, с. 798—802. (ч. VI, стр. 18).
25. Целиков А. И., Об опережении прокатываемого металла в зоне деформации, Сб. «Обработка цветных металлов и сплавов», Металлургиздат, 1953, с. 114—119.
26. Чекмарев А. П., Опережение и коэффициент внешнего трения при прокатке, Труды Днепропетровского Металлургического Института, 1948, в. 12, с. 36—51, (ч. VI, стр. 21).
27. Чекмарев А. П., Нефедов А. А., Опережение при прокатке на валках неравного диаметра, Труды Института черной металлургии АН УССР, 1957, т. II, стр. 105—107.
28. Geleji A., Berechnung der Breitung und Voreilung beim Walzen, Acta Technica Academiae Scientiarum Hungaricae, 1954, v. 9, № 3—4, s. 443—458.
29. Geleji A., A fémek képlékeny alakításánál fellépő erők és erőszükséglet meghatározása számítási útján, Verl. Mézőnöki Továbbképző Intézet, Budapest, 1948 изд. 2, 1955, Русск. перевод И. М. Мееровича, Расчет усилий и расхода энергии при пластической деформации металлов, Металлургиздат, 1958, с. 77—80, 142—144.
30. Groza A., Wusatowski Z., Rola wyprzedzania i opóźniania w procesie walcowania, Hutnik, 1947, t. 14, S. 511—518.
31. Lueg W., Treptow K. H., Untersuchungen über das Kalt- und Warmwalzen mit Schleppwalze und die Bestimmung des Walzenschlupfes aus der Voreilung, Stahl und Eisen, 1955, B. 75, № 7, S. 391—401 (ч. VI, стр. 59).
32. Polakowski N. H., An Examination of Modern Theories of Rolling in the Light of Rolling Mill Practice, Sheet Metal Industries, 1952, v. 29, July, N 303, p. 581—586, 594.
33. Sims R. B., The Forward Slip in Cold Strip Rolling, Sheet Metal Industries, 1952, v. 29, N 306, p. 869—877. (ч. VI, стр. 53).
34. Underwood L. R., The Rolling of Metals, Chapman and Hall, Ltd, London, 1950, v. I, p. 19—56; John Wiley and Sons, New York, 1950, v. I.
35. Underwood L. R., The Rolling of Metals; Theorie and Experiment, Section C-Forward Slip, Sheet Metal Industries, 1945, v. 22, March, No 215, p. 429—436, Apr., No 216, p. 613—619, May, No 217, p. 806—809.
36. Wallquist C., Investigation of the Influence of Different Factors on Roll Pressure, Energy Consumption, Spread and Forward Slip in Hot-Rolling, Yerkontorets Annaler, 1955, v. 139, H. 12, p. 931—932, 1015—1025, русский перевод с англ. И. М. Мееровича, Исследование энергосиловых параметров при горячей прокатке металла, Металлургиздат, 1957, стр. 96—106.
37. Wusatowski Z., Podstawy procesu walcowania, Państwowe Wydawnictwo Techniczne, Katowice, 1952, s. 49—74.
38. Wusatowski Z., Kąt płaszczyzny podziałowej w procesie walcowania

wania na gorąco i na zimno, *Archiwum Górnictwa i Hutnictwa PAN*, 1955, t. 3, N 1, s. 11—42, *Metallurgie*, 1955, B. 5. March, s. 103—114. Iron and Steel, 1957, v. 30, No 2, p. 53—59, No 3, p. 109—111, Реф. П. И. Грудева. Проблемы современной металлургии, 1957, № 5, стр. 128—147.

39. Wusatowski Z., Szałajda Z., Kąt płaszczyny podziałowej i wyprzedzenie przy walcowaniu z roztlóceniem, *Archiwum Hutnictwa*, 1957, t. II, z. 2. s. 127—166, *Neue Hütte*, 1957, H. 6, s. 367—375.

V. Давление металла на валки

1. Александров А. А., Рокотян Е. С., Давление металла на валки блюминга, *Сталь*, 1953, № 12, с. 1102—1105.

2. Анисифоров В. П., Определение средних удельных давлений при холодной прокатке без натяжения с учетом упругого сжатия валков, *Труды ЦНИИТМАШ*, 1956, кн. 83, в. 8, с. 195—200.

3. Арутюнов И. Г., Влияние натяжения металла на процесс холодной прокатки тонкой ленты, *ЦНИИТМАШ*, Научно-техническая Информация, Машгиз, 1951, № 4, с. 4—16 (ч. VI, стр. 179).

4. Астахов И. Г., Распределение давления по контактной поверхности при прокатке, *Труды Московского института стали*, 1951, в. 30, с. 147—180, (ч. VI, стр. 168).

5. Беляковский М. А., Шадрин В. А., Куликов В. И., Узиненко А. И., Кустобаев Г. Г., Кочнев М. Ф., Кутуев Я. С., Взаимосвязь давления, натяжения и толщины ленты при холодной прокатке, *Бюллетень НТИ Уральского НИИ черных металлов*, 1957, № 3, с. 114—123.

6. Беляковский М. А., Куликов В. И., Шадрин В. А., Колпаков Н. П., Кутуев Я. С., Кустобаев Г. Г., Кочнев М. Ф., Есипов Н. В., Петров Б. И., Силовые условия деформации металла и режимы прокатки ленты, *Сталь*, 1957, № 1, с. 59—63.

7. Богоявленский К. Н., Павлов Н. Н., Давление на валки при прокатке меди и ее сплавов, *Труды Ленинградского политехнического института*, изд. ЛПИ, 1956, № 185, с. 123—128.

8. Галлай Я. С., Сопротивление деформации при горячей прокатке тонколистовой малоуглеродистой стали, *Сталь*, 1949, № 11, с. 1011—1015. (ч. VI, стр. 129).

9. Голубев Т. М., Распределение удельных давлений по дуге захвата при горячей прокатке, *Труды Химико-металлургического Института Зап.-Сибирского филиала АН СССР*, изд. АН СССР, 1949, № 2, с. 33—44.

10. Голубев Т. М., Зайков М. А., Шамец Я. В., Влияние скорости деформации на удельное давление при горячей прокатке стали, *Труды Кузнецкого НИТО Черной Металлургии*, *Металлургиздат*, 1956, т. 1, с. 96—105. (ч. VI, стр. 383).

11. Голубев Т. М., Оршеховский А. К., Соколов Л. Д., Изучение удельных давлений при прокатке листов, *Бюллетень Центрального Института информации Министерства черной металлургии*, 1946, № 6, с. 25—26.

12. Голубев Т. М., Скороходов Н. Е., Челышев Н. А., Зайков М. А., Абакумов В. А., Энергетические показатели прокатки на рельсобалочном стане, *Сталь*, 1952, № 5, с. 424—429.

13. Голубев Т. М., Соколов Л. Д., Исследование удельных давлений хромомедистой и медистой сталей, *Сталь*, 1950, № 9, с. 818—820.

14. Голубев Т. М., Сороко Л. Н., Зайков М. А., Кафтанов М. П., Челышев Н. А., Сахаров Г. А., Зуев Б. П., Силовые и энергетические показатели прокатки на блюминге, *Сталь*, 1957, № 2, с. 141—146.

15. Голубев Т. М., Хайков М. А., Сахаров Г. А., Данилов Л. И., Шамец Я. В., Корчемный М. И., Режим обжатия и усилия при прокатке на среднелистовом стане, *Труды Кузнецкого НИТО черной Металлургии*, *Металлургиздат*, 1956, ч. 1, с. 79—95.

16. Грановский С. П., Давление металла на валки при холодной прокатке полос с переменным обжатием, *Сталь*, 1949, № 9, с. 807—810.
17. Гришков А. И., Замер распределения удельного давления по дуге захвата с помощью проволоочных датчиков, *Труды МВТУ «Прокатные станы и технология прокатки»* Машгиз, 1957, Сб. 80, с. 119—126.
18. Грудев А. П., На статью В. П. Северденко «Распределение удельного давления по дуге захвата» и ответ автора. *Сталь*, 1951, № 5, с. 471—474.
19. Грудев А. П., Об экспериментальном определении среднего удельного давления при холодной прокатке. *Труды Днепропетровского Metallургического Института*, 1951, в. 27, с. 70—76.
20. Губкин С. И., Теория обработки металлов давлением, *Metallургиздат*, 1947, с. 274—278, 342—464.
21. Гуревич А. Е., Рокотян Е. С., Расход энергии при холодной прокатке стали и цветных металлов, Сб. «Обработка металлов давлением», *Metallургиздат*, 1953, в. 2, с. 147—154.
22. Гуревич А. Е., Рокотян Е. С., Методы исследования прокатных станов, *Metallургиздат*, 1957.
23. Демин Е. П., Некоторые вопросы расчета удельного давления металла на валки при холодной прокатке тугоплавких металлов, *Труды НИИ Министерства радиотехнической промышленности*, 1957, в. 7, с. 102—130.
24. Дружинин Н. Н., Анализ переходных режимов натяжения при холодной прокатке, *Сталь*, 1948, № 12, с. 1087—1094.
25. Дружинин Н. Н., Анализ переходных процессов натяжения в непрерывных станах холодной прокатки, Сб. «Обработка металлов давлением», *Metallургиздат*, 1953, в. 2, с. 171—186.
26. Жолобов В. В., Богоявленский К. Н., Зубцов М. Е., Ландихов А. Д., Лекаренко Е. М., Постников Н. Н., Обработка цветных металлов и сплавов давлением, *Metallургиздат*, 1955, с. 63—88.
27. Зайков М. А., Сопротивление металлов пластической деформации в слитках при прокатке на блюминге, *Известия ОТН АН СССР*, 1950, № 3, с. 40; *Труды Сибирского Metallургического Института*, *Metallургиздат*, 1954 в. 1, с. 176.
28. Зайков М. А., Влияние схемы напряженного состояния на сопротивление металла пластической деформации, *Труды Сибирского Metallургического Института*, *Metallургиздат*, 1954, в. 1, с. 130—175.
29. Ирошников А. Н., Победин И. С., Храпов М. М., Распределение удельных давлений при прокатке фасонных профилей, *Труды ЦНИИТМАШ*, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 87—106.
30. Кириллов П. Г. Сопротивление деформации алюминия и дуралюмина при горячей прокатке, *Труды Московского Института Цветных металлов и золота*, *Metallургиздат*, 1952, в. 23, с. 215—225 (ч. VI, стр. 227).
31. Королев А. А., Новые исследования деформации металла при прокатке, Машгиз, 1953, с. 7—62, 101—117, 142—230.
32. Королев А. А., Механика деформации металла в валках при прокатке. *Труды Московского вечернего metallургического института*, *Metallургиздат*, 1955, в. 1, с. 78—96.
33. Королев А. А., Определение давления металла на валки прокатного стана с учетом зоны прилипания, *Труды ЦНИИТМАШ*, Машгиз, 1955, кн. 79, Прокатные станы, в. 5, с. 179—201 (ч. VI, стр. 351).
34. Королев А. А. и Брумберг Р. М., Обработка опытных кривых распределения удельных давлений по дуге захвата при прокатке, Сб. «Обработка металлов давлением», *Metallургиздат*, 1953, в. 2, с. 132—146.
35. Королев А. А., Николаевский Г. М., Механическое оборудование прокатных цехов, *Metallургиздат*, 1953, с. 43—63.

36. Королев А. А., Третьяков А. В. Исследование процесса холодной прокатки нержавеющей стальной тонкой ленты на комбинированном стане ЦКБММ, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 118—133.
37. Крейндли Н. Н., Изменение предела текучести по дуге захвата при горячей прокатке, Сталь, 1947, № 9, с. 810—812.
38. Крейндли Н. Н., Расчет обжатий при прокатке листов и лент из цветных металлов и сплавов, Металлургиздат, 1950, с. 35—132, 147—165.
39. Кульбачный И. Г., Механическое оборудование прокатных цехов, Металлургиздат, 1946, с. 87—133.
40. Лавров П. П., Определение некоторых параметров при холодной прокатке в гладких валках, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 201—216.
41. Левин М. З., Лешинский М. Ф., Шумилов К. Д., Проурзин В. К., К вопросу об определении давления металла на валки, Сталь, 1955, № 11, с. 1033—1034.
42. Лейченко М. А., Влияние скорости на процесс холодной прокатки, Сталь, 1949, № 8, с. 721—727 (ч. VI, стр. 199).
43. Лейченко М. А., Влияние смазок на процесс холодной прокатки, Бюллетень Центрального Института Информации Металлургической Промышленности, Металлургиздат, 1950, № 3, с. 13—21.
44. Лейченко М. А., Давление металла на валки при холодной прокатке, Сталь, 1950, № 4, с. 328—334 (ч. VI, стр. 136).
45. Ломакин Н. Д., Москалев В. М., Зайцев М. Л., Пути увеличения производительности толстолистового стана, Бюллетень Центрального Института Информации Черной Металлургии, Металлургиздат, 1957, № 24, с. 35—37.
46. Меерович И. М. Исследование силовых параметров на нагартовочном стане 1680, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 184—194.
47. Мелешко В. И., Давление металла на валки при прокатке в блюмингах, Труды НИТО Черной металлургии Украины, Металлургиздат, 1956, т. 1, с. 92—97.
48. Мериин И. М. Холодная прокатка стальной ленты без смягчающих отжигов, Филиал ВИНТИ, Брошюра «Передовой научно-технический производственный опыт», 1957, тема 5, с. 1—18.
49. Мутьев М. С., О равновесии сил и крутящем моменте для стана дуо с верхним холостым валком, Труды Днепропетровского Металлургического института, Металлургиздат, 1951, в. 27, с. 77—100.
50. Павлов Иг. М., К вопросу о взаимодействии обрабатываемого инструмента и пластически деформируемого тела, Известия АН СССР, ОТН, 1949, № 1, с. 85—99.
51. Павлов И. М. Состояние и перспективы теории прокатки, Сталь, 1949, № 3, с. 323—334.
52. Павлов И. М., Теория прокатки (Общие основы обработки металлов давлением), Металлургиздат, 1950, с. 267—340, 571—588.
53. Павлов И. М., Суворов И. К., Исследование скоростных и силовых условий процесса прокатки, Сталь, 1953, № 2, с. 142—149 (ч. VI, стр. 232).
54. Павлов Н. Н. Расчет давлений при прокатке в калибрах сортовых станков, Труды Ленинградского Политехнического Института, Изд. ЛПИ, 1956, № 185, с. 109—118.
55. Перлин И. Л., На статью А. А. Королева «Распределение контактных сил трения в зоне деформации», Сталь, 1954, № 3, с. 284—285.
56. Перлин И. Л., К теории определения истинных и средних значений сопротивления пластическому деформированию, Труды НТО ЧМ, Металлургиздат, 1955, т. 6, с. 54—69.
57. Перлин И. Л., Годерзиан К. К., Графо-аналитическое исследование характера распределения давления по дуге захвата при прокатке в

гладких валках, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1954, в. 3, с. 49—52 (ч. VI, стр. 291).

58. Перлин И. Л., Годерзиан К. К., Влияние скорости прокатки, температуры и степени деформации за проход на удельное давление при горячей прокатке никеля и мельхиора МН19, Труды Государственного научно-исследовательского и проектного института по обработке цветных металлов, Metallurgizdat, 1957, в. 17, с. 5—18.

59. Перлин И. Л., Макарьев Л. К. Сопротивление деформации цинка при прокатке в гладких валках, Труды Московского института цветных металлов и золота, Metallurgizdat, 1952, в. 23, с. 191—201 (ч. VI, стр. 229).

60. Потураев В. Н., Экспериментальное определение нагрузок при прокатке, Сталь, 1957, № 5, с. 438—440.

61. Пушкарёв В. Ф., Определение параметра, характеризующего сопротивление деформации металла при прокатке, Труды МВТУ «Прокатные станы и технология прокатки», Машгиз, 1957, сб. 80, с. 90—105.

62. Рокотян Е. С., Давление металла на валки при холодной прокатке, Сталь, 1947, № 9, с. 814—820 (ч. VI, стр. 79).

63. Рокотян Е. С., Давление металла на валки при прокатке с натяжением, Сталь, 1949, № 4, с. 324—327.

64. Рокотян Е. С., Исследование силовых воздействий в листовых прокатных станах, Вестник машиностроения, 1953, № 1, с. 24—30.

65. Рокотян Е. С. Исследование типового блуминга 1000 конструкции ЦКБММ ЦНИИТМАШ, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1955, кн. 73, Прокатные станы, в. 5, с. 158—178.

66. Рокотян Е. С., Исследование реверсивного стана для холодной прокатки стальной ленты, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 148—171.

67. Рокотян Е. С., Меерович И. М., Измерение давления металла на валки универсальными месдозами, Вестник машиностроения, 1956, № 5, с. 10.

68. Самарин А. Ф., К вопросу о расчете обжатий при прокатке листов, Труды Сталинского областного отделения, ВНИТОМ, Metallurgizdat, 1949, в. 1.

69. Самарин А. Ф. Давление металла на валки в листопрокатных станах, Труды Сталинского областного отделения, ВНИТОМ, Metallurgizdat, 1950, в. 7, с. 132.

70. Сафьян М. М., Взаимодействие сил при прокатке на стане кварто, Сталь, 1948, № 12, с. 1095—1098 (ч. VI, стр. 106).

71. Сафьян М. М., О давлении металла на валки при холодной прокатке листов, Труды Днепропетровского металлургического института, Metallurgizdat, 1955, в. 33, с. 122—134, (ч. VI, стр. 374).

72. Сведе-Швец Н. И., Пегова Т. Г., Протасов А. А., Удельное давление при горячей прокатке легированных сталей, Сталь, 1948, № 5, с. 445—447 (ч. VI, стр. 96).

73. Северденко В. П., Опережение, уширение, удельное давление и коэффициент трения при холодной прокатке, Труды Московского института стали, Metallurgizdat, 1948, в. 26, с. 3—14.

74. Северденко В. П. Распределение удельного давления по дуге захвата, Сталь, 1949, № 3, с. 335—340. (ч. VI, стр. 114).

75. Северденко В. П., О давлении металла на валки, Труды Московского института стали, 1950, в. 29, с. 147—187 (ч. VI, стр. 149).

76. Северденко В. П., Удельное давление при неравномерной деформации, Сталь, 1950, № 9, с. 810—812.

77. Северденко В. П., Зависимость удельного давления от скорости прокатки, Сб. «Обработка металлов давлением», Metallurgizdat, 1952, в. 1, с. 231—237.

78. Северденко В. П., Исследование влияния натяжения на характер распределения и величину истинного удельного давления в очаге деформации при холодной прокатке, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1952, в. 1, с. 238—245.
79. Северденко В. П., Исследование истинного удельного давления при прокатке в овальном калибре, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1952, в. 1, с. 246—259 (ч. VI, стр. 207).
80. Северденко В. П., Распределение истинного удельного давления в калибре при прокатке двутавровой балки, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1952, в. 1, с. 260—270 (ч. VI, стр. 211).
81. Северденко В. П., Астахов И. Г., Распределение удельного давления по контактной поверхности при прокатке прутков круглого сечения в гладких валках, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1954, в. 3, с. 63—79 (ч. VI, стр. 331).
82. Северденко В. П., Астахов И. Г., Уширение, опережение и удельное давление при холодной прокатке, Труды Московского института стали, Металлургиздат, 1955, в. 33, с. 298—310.
83. Скороходов Н. Е., Зайков М. А., Королев А. С., Скороходов В. Ф., Замер давлений при холодной прокатке тонких листов, Труды Сибирского металлургического института, Металлургиздат, 1955, в. 2.
84. Спиридонов Н. П., Графо-аналитический метод определения плеча полной равнодействующей по диаграмме удельного давления для случая прокатки на гладкой бочке, Труды Института Черной Металлургии, АН УССР, 1956, в. 10, с. 104—115.
85. Тарновский И. Я., Ляшков В. Б., Об анализе опытных данных по прокатке, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1954, в. 3, с. 116—131.
86. Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Красовский Н. Н., К вопросу определения усилий при обработке металлов давлением, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1954, в. 3, с. 5—22.
87. Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Ляшков В. Б., Деформация металла при прокатке, Металлургиздат, 1956, с. 179—192.
88. Тарновский И. Я., Шевченко А. А., О работах Оровэна по теории прокатки, Сталь, 1948, № 10, с. 953—956.
89. Третьяков А. В., Прокатка тончайшей ленты, Металлургиздат, 1957.
90. Тягунов В. А., Анализ методов расчета удельных давлений при прокатке, Труды Уральского Политехнического института, Металлургиздат, 1953, в. 48, с. 5—38 (ч. VI, стр. 243).
91. Филатов А. С. Определение натяжения между клетями непрерывного стана, Сб. «Обработка металлов давлением», 1952, в. 1, с. 284—290.
92. Храпов М. М., Баранов Н. М., Усилия, действующие на валки при прокатке широкополочных балок, Труды ЦНИИТМАШ, 1956, кн. 83, в. 8, с. 69—76.
93. Храпов М. М., Королев А. А., Победни И. С., Приходько И. Ф. Экспериментальное исследование силовых параметров при прокатке моделей широкополочных балок, Труды ЦНИИТМАШ, 1956, кн. 83, в. 8, с. 38—54.
94. Целиков А. И. Упрощенный способ учета влияния натяжения на давление при прокатке, Сталь, 1945, № 6, с. 209—211 (ч. IV, стр. 409—415).
95. Целиков А. И., Силовые воздействия в прокатных станах и расчет основных деталей и механизмов главной линии, Энциклопедический справочник «Машиностроение», Машгиз, 1948, т. 8, с. 874—893.
- 95а. Целиков А. И., О направлении сил, действующих на валки и их подшипники, Вестник машиностроения, 1953, № 3.
96. Целиков А. И., Смирнов В. В., Влияние внешних зон на сопротивление деформации при прокатке, Сталь, 1952, № 7, с. 614—618.

97. Целиков А. И., Третьяков А. В., Подсчет давления металла на валки при холодной прокатке с учетом натяжения и наклепа, Вестник машиностроения, 1954, № 12, с. 10—12 (ч. VI, стр. 346).
98. Чекмарев А. П., Клименко В. М., Мелешко В. И., Чехранов В. Д., Воротынцев Ю. В., Шафран И. К., Исследование блуминга 1150 мм, Труды Института черной металлургии АН УССР, 1957, т. 11, с. 152—174.
99. Чекмарев А. П., Мелешко В. И., Усилия при прокатке листов из углеродистой и легированной сталей на стане трио Лаута, Труды Института черной металлургии АН УССР, 1957, т. 11, с. 115—124.
100. Чекмарев А. П., Риднер З. А., Истинное сопротивление пластической деформации углеродистых сталей при высоких температурах и скоростях деформации, Труды Института черной металлургии АН УССР, 1957, № 11, с. 18—32.
101. Чижигов Ю. М., Закономерности сопротивления деформации при прокатке и анализ формул для его определения, Сб. «Обработка металлов давлением», Металлургиздат, 1952, в. 1, с. 291—321 (ч. VI, стр. 193).
102. Чижигов Ю. М., Прокатное производство, Металлургиздат 1952, с. 91—112.
103. Шадрин В. А., Беляковский М. А., Суяров Д. И., Давление прокатки на непрерывных станах, Сталь, 1954, № 11, с. 1016—1018.
104. Шварцбарт Я. С., На статью В. П. Северденко «Удельное давление при неравномерной деформации», Сталь, 1951, № 5, с. 474—476.
105. Швейкин В. В., Выбор оптимальных величин обжатий при холодной прокатке ленты, Труды Уральского политехнического института, Металлургиздат, 1951, в. 31, с. 3—25.
106. Швейкин В. В., Исследование кривых сопротивления деформации, Труды Уральского Политехнического института, Металлургиздат, 1951, в. 31, с. 26—39.
107. Швейкин В. В., Тягунов В. А., Технология прокатного производства, Металлургиздат, 1956, с. 94—110.
108. Anonim, SKF Co, Ball Bearing Journal, 1947, № 1, p. 13; 1950, p. 3.
109. Anonim, Untersuchungen an einem Vierwalzenkaltband — Umkehrgerüst, Klepzig's Anzeiger, 1956, B. 64, № 10, s. 351—352.
110. Bergen J. T., Scott G. W., Pressure Distribution in the Calendaring of Plastic Materials, Journal of Applied Mechanics, 1951, v. 18, March, № 1, p. 101—106.
111. Billigmann J., Der Einfluss der Walzenabmessungen beim Kaltwalzen von Bandstahl, Stahl u. Eisen, 1952, B. 72, № 20, s. 1236—1237.
112. Billigmann J., Pomp A., Untersuchungen über den Einfluss der Walzgeschwindigkeit auf den Walzdruck, die Festigkeitseigenschaften und die Banddicke beim Kaltwalzen von Bandstahl, Stahl u. Eisen, 1954, B. 74, № 8, s. 441—461. (ч. VI, с. 334).
113. Bland D. R., A Theoretical Investigation of Roll Flattening, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1950, v. 163, No 58, p. 141—145, disc. 144—148, Engineer L., 1950, v. 189, No 4919 p. 535—537.
114. Bland D. R., Ford H., The Calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling with Tensions, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1948, v. 159, No 39, p. 144—163, (ч. VI, с. 99).
115. Bland D. R., Sims R. B., A Note on the Theory of Rolling with Tension, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1953, v. 167, No 4, p. 371—372.
116. Carlisle S. S., Sims R. B., A Rolling-Mill Loadmeter, Instruments and Automation, 1954, v. 27, June, p. 940—941.
117. Christopherson D. G., Parsons R., The Effect of High

Strain Rate in Strip Rolling, Sheet Metal Industries, 1957, v. 34, Oct., No 366, p. 769—775.

118. Cook M., Larke E. C., Computations of Rolling Load, Torque and Roll-Face Pressures in Metal Strip Rolling, Journal of the Institute of Metals, 1945, v. 71, Nov., No 11, p. 557—579; Sheet Metal Industries, 1946, v. 23, No 228, p. 695; Metallurgia, 1946, No 197, p. 226—270; disc. Journal Institute of Metals, 1946, v. 72, No 9, p. 528—537.

119. Cook M., Larke E. C., Calculation of Loads involved in Metal Strip Rolling, Journal of the Institute of Metals, 1947, v. 74 Oct., part 2, p. 55—80, Реф. Stahl u. Eisen, 1948, B. 68, s. 304—305, (ч. VI, c. 86).

120. Cook M., Parker R. J. The Computation of Loads in Metal Strip Rolling by Methods involving the Use of Dimensional Analysis, Journal of the Institute of Metals, 1953, v. 82, Nov., part 3, p. 129—140.

121. Douglas A. L., Ford H., The Measurement of Roll-Separating Force. Iron and Steel Institute, Special Report, 1946, No 34, p. 97—123.

122. Eley D. D., Theory of Rolling Plastics. I. Calculation of Roll Pressure. Journal of Polymer Science, 1946, v. I, Oct., No 5, p. 529—534.

123. Ellis F., Bland D. R., Ford H., Cold Rolling with Strip Tension. P. III, An Approximate Treatment of Elastic Compression of the Strip in Cold Rolling, Journal of the Iron and Steel Institute, 1952, v. 171, July, No 3, p. 245—249.

124. Emicke O., Nachtrag zum Aufsatz «Über die Ermittlung der statischen und dynamischen Belastung von eingerüstigen Grobblechwalzwerken durch Rechnung und Versuch» (sie Metallurgie, 1955, B. 5, N. 1, s. 7—18), Metallurgie, 1955, B. 5, № 8, S. 263.

125. Emicke O., Lukas K., Das Walzen von Leichtmetallen zu Blechen und Bändern, Verlag Mauckisch, Freiberg, 1944, Реф. W. Lueg, Stahl u. Eisen, 1953, B. 2, s. 1426—1428, Metallurgie und Giessereitechnik, 1952, N 2, s. 2—14, реф. Б. Э. Бельского, Бюллетень ЦИИИ ЧМ, 1948, № 6, стр. 4—21. (ч. VI, стр. 74).

126. Emicke O., Lukas K. H., Die vereinfachte Ermittlung des Gesamtwalzdruckes und Umformungsdrehmomentes beim Walzen von Metallen und Metallegierungen. Metallurgie und Giessereitechnik, 1952, B. 2, N 1, s. 2—14.

127. Filasiewicz K., Wusatowski Z., Galanty A., Porównanie metod obliczania nacisków walców w procesie walcowania taśm na zimno bez naciągu i przeciwnągu, Prace Instytutów Ministerstwa Hutnictwa, 1953, t. 5, s. 57—81.

128. Ford H., Experimental Research in the Cold Rolling of Metals, Journal of the West of Scotland Iron and Steel Institute, 1944—1945, v. 52, June, part 4, p. 59—88.

129. Ford H., The Effect of Speed of Rolling in the Cold Rolling Process. Journal of the Iron and Steel Institute, 1947, v. 156, part 3, p. 380—398 (ч. VI, c. 94).

130. Ford H. Some Problems in Rolling, Iron and Steel Institute, Special Report No 39, Reports of the Affiliated Local Societies, 1947, Dec., p. 7—27.

131. Ford H., Cold Rolling Technique. I. Explanation of Terms and Theories Used in the Literature on Cold Rolling Practice. Sheet Metal Industries, 1948, v. 25, Aug., No 256, p. 1545—1549.

132. Ford H., Cold Rolling Technique. II. The Effect of Speed on Cold Rolling Practice. Sheet Metal Industries, 1948, v. 25, Sept., No 257, p. 1757—1762, Oct., No 258, p. 1973—1978, Nov., No 259, p. 2189—2197, Dec., No 260, p. 2405—2411. Реф. Я. Галлая, Сталь, 1950, № 8, стр. 756—760. (ч. VI, стр. 94).

133. Ford H., Researches into the Deformation of Metals by Cold Rolling, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1948, v. 159, No 39, p. 115—143, disc. p. 153—163.

134. Ford H., Cold Rolling Technique. V. Resistance of Materials to Deformation. Sheet Metal Industries, 1949, v. 26, Sept., No 269, p. 1889—1893, Oct., No 270, p. 2109—2114; Nov., No 271, p. 2333—2340.
135. Ford H., Cold Rolling Technique; The Application of Theory and Experiment to the Practice of Rolling. VI. Methods of Calculating Roll Force and Torque Based on Theories of Rolling. Sheet Metal Industries, 1950, v. 27, Febr. No 274, p. 101—108, March, No 275, p. 197—200, June, No 278, p. 485—491, 1951, v. 28, May, No 289, p. 427—434, Aug., No 292, p. 693—702.
136. Ford H. The Sheffield Experimental Cold Rolling Mill, Schweizer Archiv für angewandte Wissenschaft und Technik, 1953, B. 19, Nov., № 11, s. 323—329.
137. Ford H., Douglas A. L. M. First Report of the Rolling Mill Research Sub-Committee of the Iron and Steel Industrial Research Council, Iron and Steel Institute, Special Report, 1946, No 34, part 3, p. 69—96.
138. Ford H., Ellis F., Bland D. R., Cold Rolling with Strip Tension. Part I-A New Approximate Method of Calculation, Journal of the Iron and Steel Institute, 1951, v. 168, p. 1, May, p. 57—72, disc. 1952. v. 172, part 1, p. 28—39, 142; Iron and Steel, 1952, v. 25, May, No 6, p. 211—216 (ч. VI, стр. 159).
139. Ford H., Ellis F., Cold Rolling with Strip Tension. Part II. Comparison of Calculation and Experimental Results, Journal of the Iron and Steel Institute, 1952, v. 171, July, No 3, p. 239—245.
140. Galanty A., Porównanie metod obliczania nacisku walców oraz momentu walcowania przy walcowaniu taśm na zimno z naciągami i przeciwnymi. Prace Instytutów Ministerstwa Hutnictwa, 1956, N 4, s. 215—229.
141. Geleji A., Berechnung der beim Walzen auftretenden Kräfte und der Walzarbeit im Lichte der Versuchsergebnisse, Schweizer Archiv für angewandte Wissenschaften und Technik, 1947, B. 13, Nov., No 11, s. 336—344. Pef. Stahl u. Eisen, 1949, B. 69, s. 57.
142. Geleji A., The Calculations of Forces and Power Requirements for the Rolling of Metals, The Engineers Digest, London, 1948, v. 9, p. 126—129.
143. Geleji A., Die Berechnung des Formänderungswiderstandes und des Kraftbedarfs beim Walzen, Acta Technica, Budapest, 1950, B. I, No 1, s. 78—109. Akademiai Kiadó, Budapest, 1952, s. 45—86.
144. Geleji A., Die mathematische Lösung der praktischen und theoretischen Probleme des Walzens. Mitteilungen Ungarischen Wissenschaftlichen Akademie, 1951, N 1, s. 414—449, Metallurgie und Giessereitechnik, 1953, H. 7, s. 263—273.
145. Geleji A., Die Berechnung der im Walzspalt wirkenden Kräfte. Acta Technica, Budapest, 1951, B. 2, № 1, s. 123—142.
146. Geleji A., Die Berechnung der Kräfte und der Arbeitsbedarfs bei der Formgebung im bildsamen Zustande der Metalle, Akademiai Kiadó, Budapest, 1952, s. 86—120, 1955, s. 76—83.
147. Geleji A., Der Einfluss der Walzenabmessungen beim Kaltwalzen von dünnen Metallblechen und Bändern, Acta Technica Academiae Scientiarum Hungaricae, 1953, T. 7, № 1—2, s. 217—223.
148. Geleji A., A fémek képlékeny alakításánál fellépő erők és erőszű kseget meghatarozása számítási útján. Verl. Mézőnői Továbbképző Intézet, Budapest, 1948, изд. 2-е, 1955, Русск. перевод И. М. Мееровича, Расчет усилий и расхода энергии при пластической деформации металлов, Металлургия, 1958, с. 80—100, 114—129.
149. Geleji A., Eine neue Walztheorie, Acta Technica Academiae Scientiarum Hungaricae, 1957, T. 19, № 1—2, s. 199—243.
150. Geleji A., Die Berechnung des mittleren Verformungswiderstandes beim Warmwalzen von Stahl, Stahl u. Eisen, 1957, B. 77, July 11, № 14, s. 931—933.

151. Geleji A., Die Berechnung des mittleren Verformungswiderstandes bzw. Walzdruckes beim Warm- und Kaltwalzen, Freiburger Forschungshefte, 1957, B. 16, s. 35—48.
152. Gensamer M. Elementary Theory of Rolling, American Institute of Mining and Metallurgical Engineers, 1948, v. 2, p. 1—13.
153. Hellebrand, L. Theoretické porovnání Ekelundovy rovnice a Celikovova vzorce pro stanovení středního měrného tlaku při válcování, Hutnické Listy, 1956, t. 11, N 4, s. 248—253.
154. Hessenberg W. C. F., Mechanical Working. II. Roll Force Measurement and Automatic Gauge Control, Metal Treatment and Drop Forging, 1953, v. 20, Nov., No 90, p. 528—535.
155. Hessenberg W. C., Sims R. B., The Effect of Tension on Torque and Roll Force in Cold Strip Rolling, Journal of the Iron and Steel Institute, 1951, v. 168, part 2, June, p. 155—164, дискуссия. — 1952, v. 172, part 1, p. 28—39; Iron and Steel, 1952, v. 25, No 6, May, p. 217—220 (ч. VI, стр. 165).
156. Hessenberg W. C. F., Sims R. B., Principles of Continuous Gauge Control in Sheet and Strip Rolling. Institution of Mechanical Engineers. Proceedings, 1952, v. 166, No 1, p. 75—90.
157. Hill R., Relations between Roll-force, Torque and the Applied Tensions in Strip-Rolling. Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1950, v. 163, No 58, p. 135—140, 145—148 (ч. VI, стр. 138).
158. Hill R., A Note on the Back-Pull Factor in Strip-Drawing, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1953, v. 1, Jan., p. 142—145.
159. Hill R., Longman L. M., A Note on the Cold Rolling of very Thin Strip. Sheet Metal Industries, 1951, v. 28, Aug., No 292, p. 705—706.
160. Hoff H., Dahl T., Grundlagen des Walzverfahrens. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1950.
161. Juretzek G., Walzdrücke und Drehmoment beim Walzen auf Flachbahnen mit Ober- und Unterdruck. Freiburger Forschungshefte, 1957, B. 16, s. 58—81.
162. Кагэ, Экспериментальное исследование предела текучести к теоретическим формулам для определения давления прокатки. Journal of the Iron and Steel Institute, Japan, 1957, v. 43, No 3, p. 383—385.
163. Keller I. D., Cold Rolling Strip, An Appraisal of Today's Theory and Practice. Steel, 1951, v. 128, No 8, p. 76—82, No 10, p. 92—96, v. 129, 23 July, p. 78—87, 13 Aug., p. 88—94.
164. Kneschke A., Hydrodynamische Theorie des Walzvorganges, Bergakademie, 1954, № 6, s. 1—11. Реф. H. Sedlaczek, Stahl u. Eisen, 1955, N 9, s. 593—596, Freiburger Forschungshefte, 1957, № 16, s. 5—34, Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1958, B. 29, № 1, s. 11—22, Stahl u. Eisen, 1958, B. 78, № 3, s. 186 (ч. VI, стр. 324).
165. Koncewicz S., Suwak do wzorów Ekelunda, Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej j. Mechanika, 1957, № 4, s. 1—34.
166. Кояка, Тода, Ямаэ, Кувахата, Измерение среднего удельного давления и его распределения при горячей прокатке нержавеющей стали. Journal of the Iron and Steel Institute, Japan, 1956, v. 42, N 9, p. 938—940.
167. Larke E. G., Factors Affecting the Magnitude of Rolling Loads. Journal of the Birmingham Metallurgical Society, 1947, v. 27, No 1, p. 226—257.
168. Larke E. C., Rolling Loads, Metal Industry, London, 1947, v. 70, No 14, p. 223—225, № 15, p. 243—245, № 16, p. 263—265.
169. Larke E. C., The Rolling of Metals and Alloys. IV. Resistance to Deformation and Other Factors which Determine the Magnitude of the Rolling Load. Sheet Metal Industries, 1955, v. 32, March, No 335, p. 217—222, 224, Apr., No 336, p. 299—304, 306.

170. Larke E. C. The Rolling of Metals and Alloys. V. A. Practical Method of Calculating Rolling Loads and the Establishment of Rational Rolling Schedules. Sheet Metal Industries, 1955, v. 32, June, No 338, p. 459—464, July, No 339, p. 537—542.
171. Larke E. C. The Rolling of Metals and Alloys. VI. A Study of the Influence of Coiler and Decoiler Tension on the Magnitude of the Rolling Load. Sheet Metal Industries, 1955, v. 32, Sept, No 341, p. 699—704, Oct., No 342, p. 781—785.
172. Larke E. C. The Rolling of Metals and Alloys, p. VIII, Resistance to Deformation During Hot-Rolling, Sheet Metal Industries, 1955, v. 32, Dec., No 344, p. 939—944; 1956, v. 33, Jan., No 345, p. 59—64.
173. Larke E. C. The Rolling of Metals and Alloys. IX. Hot Rolling: Calculating the Roll Separating Force. Sheet Metal Industries, 1956, v. 33, Febr., No 346, p. 143—148, March, No 347, p. 209—213, Sept., No 353, p. 655—657.
174. Lianis G., Ford H. A Grafical Solution of the Cold Rolling Problem, when Tensions are Applied to the Strip, Journal of the Institute of Metals, 1956, v. 84, Apr., No 8, p. 299—305.
175. Lueg W., Funke P., Eine rechnerische Betrachtung über den Einfluss der Walzgeschwindigkeit auf Walzkraft und Banddicke beim Kaltwalzen. Stahl u. Eisen, 1957, B. 77, Oct., 3, No 20, s. 1356—1362.
176. Lueg W., Greiner E., Kaltwalzversuche mit Längszugspannungen. Stahl u. Eisen, 1949, B. 69, No 24, s. 879—884 (ч. VI, стр. 123).
177. Lueg W., Müller H. G., Kraftmessung an einer Warmbreitbandstrasse, Stahl u. Eisen, 1956, B. 76, Sept. 20, № 19, s. 1246—1248.
178. Lueg W., Müller H. G., Die Vorgänge im Walzspalt und ihre Rückwirkung auf Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen, Stahl u. Eisen, 1956, v. 76, Oct. 18, N 21, s. 1343—1356 (ч. VI, стр. 390).
179. Lueg W., Treptow K. H., Das Kaltwalzen von phosphatierten Stahlbändern, Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, Aug. 25, № 17, s. 1085—1092.
180. Lukas K. H., Emicke O., Über die Ermittlung der Kennwerte der statischen und dynamischen Belastung von eingerüstigen Grobblechwalzwerken durch Rechnung und Versuch, Metallurgie, 1955, B. 5, № 1, s. 7—18.
181. Martinez Gonzalez I., Urcelay Azpitarte R., Процесс холодной прокатки стальной ленты. (Испанск.). Anal. Mechanic Electric, 1956, v. 33, sept.—oct., p. 236—245.
182. Matheia A., Vereinfachtes Nomogramm zur Ermittlung des deformierten Walzenradius beim Kaltwalzen von Bändern und Blechen. Neue Hütte, 1957, B. 2, № 7, s. 417—422, Реф. Д. Я. Гуревича, Сталь, 1958, № 7, стр. 635—638.
183. Mican G. S., A New Theory of Hot Rolling, Iron a. Steel, Engineer, 1954, v. 31, No. 5, p. 55—79. Реф. Stahl u. Eisen, 1956, B. 76, s. 350—352 (ч. VI, стр. 276).
184. Müller H. G., Lueg W., Die Kräfte beim Walzvorgang, Stahl u. Eisen, 1957, B. 77, Oct. 31, N 22, s. 1583—1593.
185. Netter C., Druck- und Drehmomentmessungen im Walzwerk. Freiburger Forschungshefte, 1954, B. 4, s. 37—48.
186. Nussbaum A. I., Rolling Mills; Current American Research, Design and Installations. Iron and Steel, 1950, Dec., No 14, p. 481—486.
187. Nussbaum A. I., A Combination Mill for Experimental Rolling of the «New» Metals, Metal Progress, 1954, v. 65, Apr., p. 121.
188. Orowan E., The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1945, v. 152, Dec., No 3, p. 314—324.
189. Orowan E., Pascoe K. J., A Simple Approximate Method of Roll-Load and Torque Calculation for Hot Flat Rolling, Iron a. Steel Institute. Special Report, 1946, No 34, part V, p. 124—146.

190. Orowan E., Scott F. H., Smith C. L., A Photoelastic Dynamometer for Rapidly Varying Forces, *Journal of Scientific Instruments*, 1950, v. 27, May, No 5, p. 118—122.
191. Pawlow I., Grundlagen der Metallverformung durch Druck, VEB, Berlin, 1954, B. I, B. II.
192. Polakowski N. H., The Compression Test in Relation to Cold Rolling, *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1949, v. 163, No 3, p. 250—276, disc. 1950, v. 166, p. 305—314, *Iron and Steel*, 1949, v. 22, Nov. No 13, p. 588—596, 605—607.
193. Polakowski N. H., An Examination of Modern Theories of Rolling in the Light of Rolling Mill Practice, *Sheet Metal Industries*, 1950, v. 27, May, No 277, p. 389—399, 402, Aug., No 280, p. 677—690; 1951, v. 28, Nov. No 294, p. 891—898; 1952, v. 29, Janv., No 297, p. 11—18, Apr., No 300; p. 315—320.
194. Polakowski N. H., Roll Size Effects in Rolling, *Metal Progress*, 1952, v. 62, Febr., No 2, p. 67—71.
195. Polakowski N. H., Evaluating Rolling Pressures in Hot and Cold Strip Mills, *Steel*, 1953, v. 133, No 18, Nov. 2, p. 96—104.
196. Rankine J., Bailey W. H., Stanton F. P., Resistance Strain Gauges for the Measurement of Roll Force, Torque and Strip Tension, *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1948, v. 160, Dec., p. 381—387.
197. Rooyen G. T., Backofen W. A., Friction in Cold Rolling, *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1957, v. 186, June, part 2, p. 235—244.
198. Siebel E., Die Berechnung des Walzdrucks beim Warm- und Kaltwalzen von Flachquerschnitten, *Stahl u. Eisen*, 1945, B. 65, No 9/10, s. 122—123.
199. Sims R. B., Calculation of Roll Force and Torque in Cold Rolling by Graphical and Experimental Methods, *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1954, v. 178, part 1, Sept., p. 19—33, перев. Я. С. Галлая, *Проблемы современной металлургии*, 1955, № 4, стр. 133—153, (ч. VI, стр. 300).
200. Sims R. B., The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills, *Institution of Mechanical Engineers, Proceedings*, 1954, v. 168, No 6, p. 191—200, *Рец. Stahl u. Eisen*, 1955, B. 75, s. 1049—1051, (ч. VI, стр. 315).
201. Sims R. B., Yield-Stress-Strain Curves and Values of Mean Yield Stress of Some Commonly Rolled Materials, *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1954, v. 177, Aug., part 4, p. 393—399.
202. Sims R. B., A Note on the calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills, *Davy-United Engineering*, 1956, v. 1, Apr., No 2, p. 2—8, 24.
203. Sims R. B., Place J. A., Morley A. D., Loadmeter for Industrial Mills, *Engineering*, 1952, v. 173, Jan. 25, No 4487, p. 116—119, 137—138.
204. Smith C. L., Scott F. H., Sylwestrowicz W., Pressure Distribution Between Stock and Rolls in Hot Cold Flat Rolling, *Journal of the Iron and Steel Institute*, 1952, v. 170, No 4, p. 347—359, disc. 1952, v. 172, No 1, p. 28—39; *Iron and Steel*, 1952, v. 25, No 6, p. 220—224 (ч. VI, стр. 220).
205. Spiller K. H., Untersuchungen an einem Vierwalzen-Kaltband-Umkehrgerüst für Weissblech. I. Messungen zur Bestimmung des Kraft- und Arbeitsbedarfes und des Ausnutzungsgrades, *Stahl und Eisen*, 1957, B. 77, June 27, N 13, s. 867—874.
206. Stewartson R., Measurement and Analysis of Rolling Loads in Large Hot Plate Mill, *Institution of Mechanical Engineers, Proceedings*, 1954, v. 168, No 6, p. 201—208, (ч. VI, стр. 311).
207. Stoltz G. E., Brink I. W., Cold Rolling of Tinplate, *Iron and Steel Engineer*, 1950, v. 27, Oct., No 10, p. 69—88.
208. Stone M. D., Rolling of Thin Strip, *Iron and Steel Engineer*, 1953, v. 30, No 2, p. 61—74 (ч. VI, стр. 236).

209. Stone M. D., Rolling of Thin Strip, Part II. Iron and Steel Engineer, 1956, v. 33, No 12, p. 55—76, (ч. VI, стр. 379).
210. Strandell P. O., L  ufven A., Beräkning av valstryck vid kalvalsning av bandstål, l  rnkontorets Annaller, 1953, v. 137, No 3, p. 100—113, Stahl u. Eisen, 1954, B. 74, s. 475—476 (ч. VI, стр. 256).
211. Stremsdoerfer J., Contribution    l'étude des pressions de laminage. Revue de M  tallurgie, 1950, v. 47, Avril, No 4, p. 237—259.
212. Taylor J. H., Power Requirements of Rolling Mills, Iron and Steel Engineer, 1956, No 10, p. 55—66 (ч. VI, стр. 460).
213. Tong K., Sachs G., Roll-separating Force and Minimum Thickness of Cold-Rolled Strips. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1957, v. 6, No 1, p. 35—46.
214. Tychowski F., Obliczanie si   i warunki obracania si   walców przy ci  gnieniu przez walce. Prace Instytutu Mechaniki, 1956, t. 6, N 18, s. 41—52.
215. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment, Part VII. Factors Influencing Rolling Load and Specific Roll Pressure with Special reference to Thin Sheet and Strip Rolling. Sheet Metal Industries, 1945, v. 22, Dec., No 224, p. 2089—2095; 1946, v. 23, Jan. No 225, p. 67—76.
216. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment, Part VIII. Theories of Rolling Applicable to Thin Sheet and Strip; Sheet Metal Industries, 1946, v. 23, Febr., № 226, p. 269—281, 288, March, № 227, p. 475—489, 494.
217. Underwood L. The Rolling of Metals: Theory and Experiment, Part IX. Calculation of Specific Roll Pressure for Strip and Sheet with Strip Tension and Work Hardening by Means of the Preceeding Theories, Sheet Metal Industries, 1946, v. 23, April, N 228, p. 677—684, 696.
218. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment, Part X—Roll Flattening and the Calculation of Specific Roll Pressure with Flattening, Sheet Metal Industries, 1946, v. 23, May, N 229, p. 883—892, June, № 230, p. 1097—1100.
219. Underwood L. R., A Critical Survey of the Literature on Rolling-Mill Research. Iron and Steel Institute, Special Report, 1946., No 34, part II.
220. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment. Part XII. Sheet Metal Industries, 1946, v. 23, Sept., No 233, p. 1699—1712, Oct., No 234, p. 1901—1914, 1919. P
221. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment. Part XIV. Methods Used in Practice for the Calculation of Rolling Load and Horsepower, Sheet Metal Industries, 1947, v. 24, Feb., No 238, p. 299—306, 310, March, No 239, p. 531—534, 540, April, № 240, p. 753—757, May, No 241, p. 953—962, June, No 242, p. 1155—1166, July, No 243, p. 1352—1360, 1366, Aug., No 244, p. 1563—1568, 1580, Sept., No 245, p. 1769—1774.
222. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theorie and Experiment—Part XVI. A Survey of Present Knowledge and the Direction of Future Research. Sheet Metal Industries, 1948, v. 25, March, No 251, p. 497—502, April, No 252, p. 704—706, 716, May, 253, p. 917—921.
223. Underwood L. R., Rolling Mills: Methods of Roll Load and Power Calculation. Metal Industry, 1948, v. 72, Feb., p. 166—169, March, p. 187—190, Apr., p. 231—234, Iron and Coal Trade Revue, 1948, v. 156, p. 437—440.
224. Underwood L. R., The Rolling of Metals, Chapman and Hall. Ltd, London, 1950, v. 1, p. 168—285; John Wiley and Sons, New York, 1950, v. 1.
225. Vach, A., V  po  t v  lcovac  ch tlak  . Hutnické Listy, 1954, r. 9, N 7, s. 399—403.
226. Waldorf F. Tables of Rolling Pressures and Power Requirements for Rolling Steel Shapes. Blast Furnace and Steel Plant, 1945, v. 33, No 11, p. 1398, No 12 p. 1534—1535, 1946, v. 34, No 2, p. 250, No 3, p. 370, No 4; p. 482, No 5, p. 594.

227. Wallquist G., Undersökning av formförändringsmotståndet hos metaller och legeringar, *Jernkontorets Annaler*, 1951, v. 135, p. 197—218.
228. Wallquist G., Beräkning av valsträck och energiförbrukning vid varmvalsning, *Jernkontorets Annaler*, 1954, v. 138, p. 539—570; *Journal of the Iron Steel Institute*, 1954, v. 177, May, No 1, p. 142—158, Ref. Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, s. 1651—1653.
229. Wallquist G., Investigation of the Influence of Different Factors on Roll Pressure, Energy Consumption, Spread and Forward Slip in Hot-Rolling, *Jernkontorets Annaler*, 1955, v. 139, No 12, p. 927—973, перевод с англ. И. М. Мееровича, Исследование энергосиловых параметров при горячей прокатке металла, *Металлургиздат*, 1957, стр. 7—52, 77—86.
230. Wallquist G., Leufvén A., Stjernqvist O. N., Valstryck och effektförbrukning vid varmvalsning av bandstål, *Kullagertidningen*, 1946, v. 26, p. 15—24; *Ball Bearing Journal*, 1947, No 1, p. 13—22.
231. Wallquist G., Leufvén A., Ollén L., Nya undersökningar beträffande valstryck, effektförbrukning vid varmvalsning av bandstål, *Kullagertidningen*, 1950, v. 25, p. 1—17, *Ball Bearing Journal*, 1950, No 1, p. 3—19.
232. Wenzel M., Bestimmung des mittleren Verformungswiderstandes für das Warmwalzen von Stahl, Stahl u. Eisen, 1956, v. 76, Juli 12, N 14, s. 921—923.
233. Wiesner F., Vývoj teorie o válcování. *Hutnické Listy*, 1954, r. 9, N 5, s. 258—268.
234. Wiesner F., Vliv navíjecího a brzdicího tahu na velikost válcovacího tlaku, *Hutnické Listy*, 1956, t. 11, N 7, s. 433—437.
235. Winton D. A. Nomograms for the Evolution of Hitchcock's Formula for Roll Flattening. *Sheet Metal Industries*, 1951, v. 28, Jan., № 285, p. 16—17.
236. Wusatowski Z., Obliczanie nacisku walców w procesie walcowania, *Prace Badawcze Głównego Instytutu Metalurgii i Odlewnictwa*, 1949, t. 1, p. 233—290.
237. Wusatowski Z., Podstawy procesu walcowania, *Państwowe Wydawnictwo Techniczne, Katowice*, 1952, s. 74—95.
238. Wusatowski Z., Porównanie najlepszych metod obliczania nacisków przy walcowaniu na gorąco. *Hutnik*, 1956, t. 23, N 2, *Buletyn Informacyjny Instytutów Ministerstwa Hutnictwa*, s. 5—8.
239. Wusatowski Z., Porównanie metod radielkich obliczenia nacisku walców. *Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Mechanika*, 1956, № 3, s. 19—46.
240. Wusatowski Z., Bala S., Porównanie metod obliczania nacisku walców w procesie walcowania na gorąco. *Prace Instytutów Ministerstwa Hutnictwa*, 1954, t. 6, N 3, s. 120—132.

VI. Расход энергии при прокатке

1. Бахтинов Б. П., Определение мощности при прокатке простых и фасонных профилей, *Сб. «Обработка металлов давлением»*, *Металлургиздат*, 1952, в. 1, с. 271—283 (ч. VI, стр. 420).
2. Голубев Т. М., Скороходов Н. Е., Чельшев Н. А., Зайков М. А., Абакумов В. А., Энергетические показатели прокатки на рельсобалочном стане, *Сталь*, 1952, № 5, с. 424—429.
3. Дружинин Н. Н., Грановский С. П., Высокоскоростная холодная прокатка, *Сталь*, 1951, № 2, 158—161 (ч. VI, стр. 418).
4. Королев А. А., Третьяков А. В., Исследование процесса холодной прокатки нержавеющей стальной тонкой ленты на комбинированном стане ЦКБММ, *Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз*, 1956, кн. 83, в. 8, с. 118—133.
5. Крейдлин Н. Н., Расчет обжатий при прокатке листов и лент из цветных металлов и сплавов, *Металлургиздат*, 1950, с. 165—182.

6. Кульбачный И. Г., Механическое оборудование прокатных цехов, Металлургиздат, 1946, с. 194—201.
7. Марниченко В. А., Экономия электроэнергии при прокатке, Сталь, 1947, № 8, с. 756—759.
8. Меерович И. М., Исследование силовых параметров на нагартовочном стане 1680. Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 184—194.
9. Никитин А. А., Распределение мощности в механизме прокатного стана при численном неравенстве окружных скоростей его валков, Вестник машиностроения, 1954, № 6, с. 18—23.
10. Павлов Иг. М., Теоретические проблемы прокатки, Труды Московского института стали, Metallurgizdat, 1946, в. 23, с. 83—85.
11. Павлов Иг. М., Теория прокатки (Общие основы обработки металлов давлением), Metallurgizdat, 1950, с. 588—603.
12. Победин И. С., Храпов М. М., Теоретическое определение моментов при прокатке фасонных профилей, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 55—68.
13. Рокотян Е. С., Исследование типового блуминга 1000 конструкции ЦКБММ ЦНИИТМАШ, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1955, кн. 73, Прокатные станы, в. 5, с. 158—178.
14. Рокотян Е. С., Расход энергии при непрерывной прокатке листов, Сб. «Обработка металлов давлением», Metallurgizdat, 1954, в. 3, с. 86—104.
15. Рокотян Е. С., Исследование реверсивного стана для холодной прокатки стальной ленты, Труды ЦНИИТМАШ, Машгиз, 1956, кн. 83, в. 8, с. 148—171.
16. Сафьян М. М., Взаимодействие сил при прокатке на стане кварто, Сталь, 1948, № 12, с. 1095—1098.
17. Севердеинко В. П., Расход мощности при прокатке, Труды Московского института Стали, Metallurgizdat, 1951, в. 30, с. 136—146 (ч. VI, стр. 417).
18. Суяров Д. И., Затрата работы на пластическую деформацию в зависимости от схемы напряженного состояния, Сталь, 1949, № 11, с. 994—996.
19. Файнберг Ю. М., Определение энергетических факторов прокатки, Сб. «Обработка металлов давлением», Metallurgizdat, 1953, в. 2, с. 123—131 (ч. VI, стр. 431).
20. Целиков А. И., Прокатные станы, Metallurgizdat, 1946, с. 151—176.
21. Целиков А. И., О распределении крутящих моментов между валами прокатного стана, Вестник Машиностроения, 1954, № 6, с. 23—24.
22. Чекмарев А. П., Сафьян М. М., Расход энергии на широкополосных холоднопрокатных станах, Труды Днепропетровского Metallургического института, Metallurgizdat, 1951, в. 27, с. 41—57.
23. Чижиков Ю. М., Прокатное производство, Metallurgizdat, 1952, с. 113—123.
24. Anonim. Untersuchungen an einem Vierwalzen—Kaltband—Umkehrgerüst. Klepzig's Anzeiger, 1956, B. 64, № 10, s. 351—352.
25. Bland D. R., Ford H., The Calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling with Tensions, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1948, v. 159, No 39, p. 144—163.
26. Buzá A., Nomogrammok szerkesztése hengdersorok erőszükségletének meghatározására, Kohászati Lapok, 1954, t. 9, № 3, s. 115—122.
27. Cook M., Larke E. C., Computations of Rolling Load, Torque and Roll—Face Pressure in Metal Strip Rolling, Journal of the Institute of Metals, 1945, v. 71, Nov., N 11, p. 557—574. Sheet Metal Industries, 1946, v. 23 No 228, p. 695. Metallurgia, 1946, No 197, p. 266—270, disc. Journal of the Institute of Metals, 1946, v. 72, No 9, p. 528—537.
28. Emicke O., Lukas K., Das Walzen von Leichtmetallen zu Blechen und Bändern, Verlag Maukisch, Freiburg, 1944. Ref. W. Lueg, Stahl und

Eisen, 1953, N 22, s. 1426—1428, Реф. Metallurgie und Giessereitechnik, 1952, N 2, s. 2—14, Реф. Б. Э. Бельского, Бюллетень ЦИИН ЦМ, 1948, № 6, стр. 4—21. (ч. VI, стр. 401).

29. Filasiewicz K., Wusatowski Z., Galanty A., Porównanie metod obliczania momentów i mocy właściwej walcowni w procesie walcowania na zimno bez naciągu i przeciwnaciągu. Prace Instytutu Ministerstwa Hutnictwa, 1953, t. 5, N 4, s. 199—208.

30. Ford H. Experimental Research in the Cold Rolling of Metals. Journal of the West of Scotland Iron and Steel Institute, 1944—1945, v. 52, June, part 4, p. 59—88.

31. Ford H., Researches into the Deformation of Metals by Cold Rolling, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1948, v. 159, No 39, p. 115—143.

32. Ford H., Cold Rolling Technique. The Application on Theory and Experiment to the Practice of Rolling. III. The Effect of Strip Tension on Mill Power, Sheet Metal Industries, 1949, v. 26, Jan., No 261, p. 80—86, Febr., No 262, p. 315—318.

33. Ford H., Cold Rolling Technique. The Application of Theory and Experiment to the Practice of Rolling. IV. Simplified Rolling Mill Calculation, Sheet Metal Industries, 1949, v. 26, Apr., No 264, p. 733—741, May, No 265, p. 960—964, June, No 266, p. 1205—1208, July, No 267, p. 1427—1436, Aug., No 268, p. 1651—1656, 1666.

34. Ford H., Cold Rolling Technique. The Application of Theory and Experiment to the Practice of Rolling. VI. Methods of Calculating Roll Force and Torque Based on Theories of Rolling. Sheet Metal Industries, 1951, v. 28, Aug., No 292, p. 702—704.

35. Galanty A., Porównanie metod obliczania nacisku walców oraz momentu walcowania przy walcowaniu taśm na zimno z naciągiem i przeciwnaciągiem. Prace Instytutów Ministerstwa Hutnictwa, 1956, N 4, s. 216—229.

36. Geleji A., Berechnungen der beim Walzen auftretenden Kräfte und der Walzarbeit im Lichte der Versuchsergebnisse. Schweizer Archiv für angewandte Wissenschaften und Technik, 1947, B. 13, s. 336—344, Реф. Stahl u. Eisen, 1949, B. 69, s. 57.

37. Geleji A., Calculations of Forces and Power Requirements for the Rolling of Metals, The Engineers Digest, London, 1948, v. 9, p. 126—129.

38. Geleji A., Die Berechnung des Formänderungswiderstandes und des Kraftbedarfs beim Walzen, Acta Technica, Budapest, 1950, B. 1, № 1, s. 78—109; Akademiai Klado, Budapest, 1952, s. 45—86.

39. Geleji A., Die Berechnung der Kräfte und der Arbeitsbedarfs bei der Formgebung im bildsamer Zustande der Metalle, Akademiai Klado, Budapest, 1952, s. 86—120; 1955, s. 76—83.

40. Geleji A., Berechnung des Leistungsbedarfs bei der Walzung in Kalibern, Acta Technica, Budapest, 1954, B. 9, s. 203—212. Реф. H. Sedlaczek, Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, № 13, s. 862—863.

41. Geleji A., A fémek képlékeny alakításánál fellépő erők és erőszükséglet meghatározása számítási útján, Verl. Mézőnői Továbbképző Intézet, Budapest, 1948, изд. 2-е, 1955, Русский перевод И. М. Мееровича, Расчет усилий и расхода энергии при пластической деформации металлов, Металлургиздат, 1958, стр. 107—113, 144—160, 170—194.

42. Gensamer M., Elementary Theory of Rolling, American Institute of Mining and Metallurgical Engineers, 1948, v. 2, p. 1—13.

43. Hesselberg W. C., Sims R. B., The Effect of Tension on Torque and Roll Force in Cold Strip Rolling. Journal of the Iron and Steel Institute, 1951, v. 168, No 2, p. 155—164, дискуссия, 1952, v. 172, No 1, p. 28—39; British Iron and Steel Research Association Report N MW/A/14/50; Iron a. Steel, 1952, v. 35, No 6, pp. 217—220.

44. Hoff E. A. W., Fluctuation of the Distribution of the Torque Between

Rolling-Mill Spindles. Journal of the Iron and Steel Institute, 1947, v. 155, Jan., part 1, p. 51—54; Iron and Steel, 1948, v. 20, May, p. 266—268.

45. Juretzek G., Walzdrücke und Drehmoment beim Walzen auf Flachbahnen mit Ober- und Unterdruck. Freiburger Forschungshefte, 1957, B. 16, s. 58—81.

46. Keller I. D., Cold Rolling Strip. An Appraisal of Today's Theory and Practice, Steel, 1951, v. 128, No 20, p. 98—104.

47. Kneschke A., Hydrodynamische Theorie des Walzvorganges. Bergakademie, 1954, № 6, s. 1—11. Реф. H. Sedlaczek, Stahl und Eisen, 1955, № 9, s. 593—596; Freiburger Forschungshefte, 1957, № 16, s. 5—34; Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1958, B. 29, N 1, s. 11—22; Stahl u. Eisen, 1958, B. 78, № 3, s. 186.

48. Larke E. C., The Rolling of Metals and Alloys. X. The Energy Consumed and the Horsepower Developed During Cold Rolling. Sheet Metal Industries, 1956, v. 33, Apr., No 348, p. 259—264. June, № 350, p. 411—417.

49. Lueg W., Greiner E., Kaltwalzversuche mit Längszugspannungen, Stahl u. Eisen, 1949, B. 69, № 24, s. 879—884.

50. Lueg W., Müller H. G., Die Vorgänge im Walzspalt und ihre Rückwirkung auf Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen, Stahl u. Eisen, 1956, B. 76, Oct. 18, № 21, s. 1343—1356 (ч. VI, c. 473).

51. Marczewski I., Obliczenie pracy walcowania. Hutnik, 1951, t. 18, N 5, s. 186—189.

52. Marrs, R. E., Power Requirements and Selection of Electric Equipment for Hot Strip Mills. Iron and Steel Engineer, 1956, v. 33, No 7, p. 111—125, (ч. VI, стр. 455).

53. Martinez Gonzaler I., Urcelay Azpitarte R., Поопеке холодной прокатки стальной ленты (испанск.), Analor Mechanic Electric, 1956, v. 33, sept.—oct., p. 236—245.

54. Moressée G., L'analyse élémentaire de théorie du laminage, Revue universelle de Mines et de Métallurgie, 1945, v. I, ser. 9, p. 137—146.

55. Mort J. H., Grafical Analysis of Power Consumption in Hot Rolling, Sheet Metal Industries, 1950, v. 27, Jan., № 273, p. 5—18, 20.

56. Mort J. H., A Grafical Analysis of Power Consumption in Continuous Cold Reduction Mills, Sheet Metal Industries, 1953, v. 30, Jan., № 309, p. 57—72.

57. Mort J. H., Mechanized Sheet and Tinplate Mills, Electrical Energy Consumption. Iron and Steel, 1954, v. 27, No 1, p. 3—7, No 2, p. 55—60; No 3, p. 83—87; No 4, p. 141—144.

58. Netter C., Druck- und Drehmomentmessungen im Walzwerk. Freiburger Forschungshefte, 1954, B. 4, s. 37—48.

59. Nussbaum A. I., Wire Flattening—An Appraisal of Today's Theory and Practice. I. Wire Flattening Theory. Wire and Wire Products, 1954, v. 29, Aug., p. 857—859, 916—917.

60. Orowan E., Pascoe K. J., A Simple Approximate Method of Roll-Load and Torque Calculation for Hot Flat Rolling. Iron and Steel Institute Special Report, 1946, No 34, part V, p. 124—146.

61. Polakowski N. H., Roll Size Effects in Rolling, Metal Progress, 1952, v. 62, Feb., No 2, p. 67—71.

62. Puppe K., Die Ermittlung des Kraftbedarfs beim Walzen, die Berechnung der Walzenstände und der Walzendurchmesser. Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, Oct. 20, № 21, s. 1401—1403.

63. Sims R. B., Calculation of Roll Force and Torque in Cold-Rolling by Grafical and Experimental Methods, Journal of the Iron and Steel Institute, 1954, v. 178, part 1, Sept. p. 19—34, перев. Я. С. Галлая, Проблемы современной металлургии, 1955, № 4, стр. 133—153. (ч. VI, стр. 438).

64. Sims R. B., The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills, Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, 1954, v. 168, No 6, p. 191—200, Реф. Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, s. 1049—1051.

65. Spiller K. H., Untersuchungen an einem Vierwalzen—Kaltband—Umkehrgerüst für Weissblech. I. Messungen zur Bestimmung des Kraft- und Arbeitsbedarfes und des Ausnutzungsgrades, Stahl u. Eisen, 1957, B. 77, Juni 27, № 13, s. 867—874.
66. Steffes M., Power Consumption in the Rolling of Steel Shapes, Engineers' Digest, 1943, v. 1, No 1, Dec., p. 22—24.
67. Stoltz G. E., Brinks I. W., Cold Rolling of Tinplate. Iron and Steel Engineer, 1950, v. 27, Oct. No 10, p. 69—88.
68. Stone M. D., Rolling of Thin Strip, Part II, Iron and Steel Engineer, 1956, v. 33, No 12, p. 55—76 (ч. VI, стр. 448).
69. Szkaradziński M., Wusatowski Z., Klasyfikacja wzorów na prace walcowania, Hutnik, 1948, t. 15, s. 536—546.
70. Taylor J., Power Requirements of Rolling Mills, Iron a. Steel Engineer, 1956, № 10, p. 55—66 (ч. VI, стр. 460).
71. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment. Part XIII. Torque, Deformation Work and Rolling Horse-Power. Sheet Metal Industries, 1946, v. 23, Nov., No 235, p. 2105—2116, Dec., No 236, p. 2319—2328, 2336; 1947, v. 24, Jan., No 237, p. 73—84, 90.
72. Underwood L. R., The Rolling of Metals: Theory and Experiment. Part XIV. Methods used in Practice for the Calculation of Rolling Load and Horsepower. Sheet Metal Industries, 1947, v. 24, Feb., No 238, p. 299—306, 310, March, No 239, p. 535—538, 540, April, No 240, p. 753—757, May, No 241, p. 953—962, June, No 242, p. 1155—1166, July, No 243, p. 1352—1360, 1366, Aug., No 244, p. 1563—1568, 1580, Sept., No 245, p. 1769—1774.
73. Waldorf F., Tables of Rolling Pressures and Power Requirements for Rolling Steel Shapes. Blast Furnace and Steel Plant, 1945, v. 33, No 11, p. 1398; No 12, p. 1534—1535; 1946, v. 34, No 2, p. 250, No 3, p. 370, No 4, p. 482, No 5, p. 594.
74. Wallquist G., Energiförbrukning vid varmvalsning, Jernkontorets Annaler, 1944, v. 128, p. 249—308; 309—369.
75. Wallquist G., Beräkning av valstryck, och energiförbrukning vid varmvalsning. Jernkontorets Annaler, 1954, v. 138, p. 539—570. Journal of the Iron and Steel Institute, 1954, v. 177, May, No 1, p. 142—158. Ref. Stahl u. Eisen, 1955, B. 75, s. 1651—1653.
76. Wallquist G., Investigation of the Influence of Different Factors on Roll Pressure, Energy Consumption, Spread and Forward Slip in Hot-Rolling, Jernkontorets Annaler, 1955, v. 139, H. 12; перевод с англ. И. М. Мееровича, Исследование энергосиловых параметров при горячей прокатке металла, Metallurgizdat, 1957, стр. 52—77.
77. Wallquist G., Leufvén A., Ollén L., Nya undersökningar beträffande valstryck, effektförbrukning vid varmvalsning av bandstål, Kullagertidningen, 1950, v. 25, p. 1—17, Ball Bearing Journal, 1950, No 1, p. 3—19.
78. Wallquist G., Leufvén A., Stjernqvist O. N., Valstryck och effektförbrukning vid varmvalsning av bandstål, Kullagertidningen, 1946, v. 26, p. 16—24; Ball Bearing Journal, 1947, No 1, p. 13—22.
79. Wiesner F., Vývoj theorie o válcování, Hutnické Listy, 1954, r. 9, № 5, s. 258—268.
80. Wusatowski Z., Praca i moc w procesie walcowania. Prace Badawcze Głównego Instytutu Metalurgii i Ołedwnictwa, 1950, t. 3, s. 213—267.
81. Wusatowski Z., Podstawy procesu walcowania, Panstwowe Wydawnictwo Techniczne, Katowice, 1952, s. 95—121.
82. Wusatowski Z., Pomiary pracy i mocy przy walcowaniu. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Mechanika, 1955, No 2, s. 43—54.
83. Zouhar G., Beitrag zur Frage der Verteilung des Gesamtdrehmoments auf Ober- und Unterwalze beim Walzen, Freiburger Forschungshefte, 1956, B. 9, s. 83—109.

ft-
77,

es,

nd

te-

vw

eel

nt.

cal

nt.

nd

0,

11,

66,

ts

1,

4,

ets

ng

of

p.

rs

ot-

M.

ke

ar

al-

9.

ck

16,

9,

a-

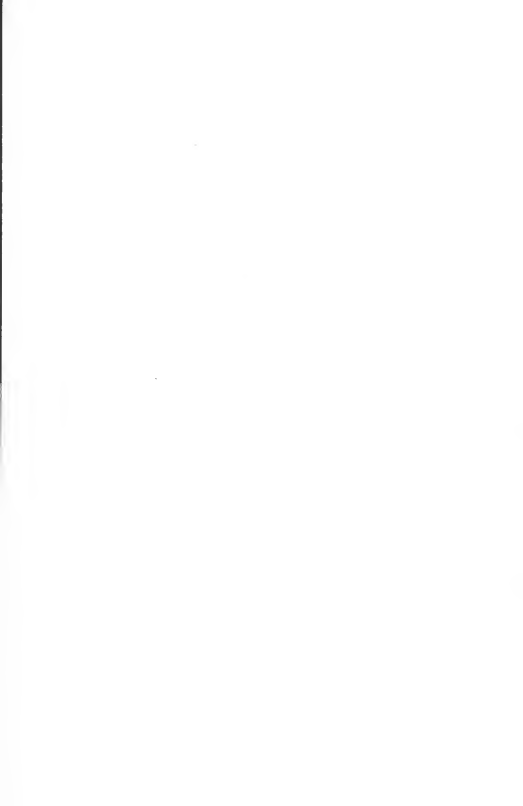
17.

y-

ty

p-

te.



МАТЕРИАЛЫ
ПО ТЕОРИИ
ПРОКАТКИ

ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
УНИВЕРСИТЕТ